



Universidad
Carlos III de Madrid

Departamento de Sistemas y Automática

Ingeniería Industrial

PROYECTO FIN DE CARRERA

DISEÑO Y OPTIMIZACIÓN DE CADERA EN FIBRA DE CARBONO PARA RH2

Autor: Francisco Trabas Romero

Tutor: Santiago Martínez de la Casa Díaz

Leganés, septiembre de 2017

Título: DISEÑO Y OPTIMIZACIÓN DE CADERA EN FIBRA DE
CARBONO PARA RH2

Autor: Francisco Trabas Romero

Director:

EL TRIBUNAL

Presidente: Fernando Alonso Martín

Vocal: Juan Carlos García Prada

Secretario: Raúl Fernández Fernández

Realizado el acto de defensa y lectura del Proyecto Fin de Carrera el día 28 de septiembre de 2017 en Leganés, en la Escuela Politécnica Superior de la Universidad Carlos III de Madrid, acuerda otorgarle la CALIFICACIÓN de

VOCAL

SECRETARIO

PRESIDENTE

Agradecimientos

Quiero agradecer a mi familia, mi hijo y mujer, el apoyo que me han dado para que pudiera finalizar este trabajo. A mis padres que siempre están conmigo.

También quiero agradecerle a Santiago Martínez de la Casa Díaz que me ayudase a finalizar el trabajo después de aplazarlo tanto tiempo.

Resumen

Análisis para la optimización de diferentes diseños de una cadera para robot humanoide (RH2). Este proceso se realiza mediante la simulación de las cargas estáticas y dinámicas sufridas durante la marcha. La geometría y composición de la cadera es estudiada con simulaciones en “Abaqus”

Palabras clave: ROBOT; HUMANOIDE; SIMULACIÓN; MARCHA; PASO; FIBRA; CARBONO; FEM; 3D; CADERA

Abstract

Analysis for optimization of different designs for an humanoid robot (RH2) hip. This process is done by means of simulating estimated static and dynamic loads suffered during the walk. The hop geometry and composition is studied by simulations in “Abaqus”.

Keywords: ROBOT; HUMANOID; SIMULATION; WALK; FIBER; CARBON;
FEM; 3D; HIP

Índice general

| | |
|--|-----------|
| ÍNDICE GENERAL | 6 |
| ÍNDICE DE FIGURAS..... | 8 |
| ÍNDICE DE TABLAS..... | 14 |
| NOMENCLATURA..... | 16 |
| 1. INTRODUCCIÓN | 17 |
| 1.1. MOTIVACIÓN | 18 |
| 1.2. OBJETIVOS..... | 18 |
| 1.3. ESTRUCTURA DEL PROYECTO..... | 19 |
| 2. DESCRIPCIÓN DE RH-2. | 21 |
| 3. BIOMECÁNICA DE LA CADERA Y PELVIS DURANTE LA MARCHA..... | 25 |
| 4. MATERIALES COMPUESTOS..... | 34 |
| 5. ORIGEN DEL FALLO EN MATERIALES COMPUESTOS..... | 41 |
| 6. CRITERIO DE FALLO TSAI-HILL | 43 |
| 7. CRITERIO DE FALLO AZZI-TSAI-HILL | 44 |
| 8. CRITERIO DE FALLO TSAI-WU | 45 |
| 9. INICIO Y PROPAGACIÓN DE DAÑOS EN MATERIALES COMPUESTOS DE FIBRA MONODIRECCIONAL. CRITERIO HASHIN. | 47 |
| 10. TECNOLOGÍA ACTUAL EN FIBRA DE CARBONO | 52 |
| 10.1. PLANCHAS COMERCIALES DE FIBRA DE CARBONO. | 52 |
| 10.2. FIJACIONES E INSERTOS. | 53 |
| 11. SIMULACIÓN FEM | 54 |
| 11.1. CÁLCULO Y ECUACIONES BÁSICAS DEL ANÁLISIS POR ELEMENTOS FINITOS. | 56 |
| 11.2. ABAQUS. CÁLCULO EN RESPUESTA TRANSITORIA..... | 61 |
| 11.3. OPTIMIZACIÓN DEL MALLADO..... | 64 |
| 12. DISEÑO Y PROCEDIMIENTO..... | 66 |
| 13. REQUISITOS DE DISEÑO..... | 67 |
| 13.1. PIERNA ARTICULADA Y CENTRO DE GRAVEDAD..... | 68 |
| 13.2. TRONCO, CABEZA Y BRAZOS..... | 75 |
| 13.3. CASOS A ANALIZAR EN LA SIMULACIÓN. | 77 |
| 14. PUNTO DE PARTIDA. CADERA DE ALUMINIO..... | 80 |
| 14.1. ADAPTACIÓN DEL CASO A: CADERA BIAPOYADA - ALUMINIO. | 82 |
| 14.2. ADAPTACIÓN DEL CASO B: CADERA EN MARCHA - ALUMINIO..... | 88 |
| 15. NUEVO DISEÑO ADAPTADO AL CUERPO DE RH-2. FIBRA DE CARBONO | 94 |
| 15.1. RESULTADOS CARACTERÍSTICOS DEL NUEVO DISEÑO | 100 |

| | | |
|-------|--|-----|
| 15.2. | DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES Y LOCALIZACIÓN DE DEFORMACIONES..... | 111 |
| | <i>Cadera empotrada (45/0/-45/90):</i> | 112 |
| | <i>Cadera apoyada con desplazamiento 5 mm (45/0/-45/90):</i> | 117 |
| | <i>Cadera girada 90º 5 mm (45/0/-45/90):</i> | 122 |
| | <i>Cadera girada -20º 5 mm (45/0/-45/90):</i> | 127 |
| | <i>Distribución de tensiones de von Mises:</i> | 132 |
| 16. | REFUERZO DEL NUEVO DISEÑO EN FIBRA DE CARBONO..... | 140 |
| 17. | CONCLUSIÓN | 143 |
| 18. | FUTURAS LÍNEAS DE DESARROLLO | 150 |
| | ANEXO I. CONVERSIÓN UNIDADES ABAQUS (DIMENSIONES EN MM)..... | 151 |
| | ANEXO II. PROPIEDADES COMPUESTO DE FIBRA DE CARBONO. | 152 |
| | ANEXO III. PROPIEDADES DEL ALUMINIO..... | 156 |
| | REFERENCIAS. | 157 |

Índice de figuras

| | |
|--|----|
| Fig 2.1. Visión general de los componentes que constituyen el robot humanoide en el diseño previo, simplificado por simetría. | 21 |
| Fig.2.2. Visión detallada de los componentes de la estructura del tren superior compuesta por cadera, tórax y brazos..... | 22 |
| Fig. 2.3 Imagen en detalle de la pieza de la cadera según el diseño inicial con los accesorios más próximos. | 23 |
| Fig.2.4 Vista detallada de la cadera, anterior a la modificación..... | 23 |
| Fig.2.5 Esquema con las medidas del diseño inicial de la pieza que formaba la cadera y que se mantuvieron en los cambios de diseño posteriores.(unidades en mm) | 24 |
| Fig.3.1 Etapas de la marcha humana que ayudan a caracterizar el comportamiento del robot humanoide. Imagen extraída del trabajo de Éric Viel. La marcha humana, la carrera y el salto..... | 25 |
| Fig.3.2 Movimiento de la pierna apoyada mostrado en la secuencia superior y descripción del balanceo de la pierna en la secuencia inferior durante una marcha humana. Imagen extraída del trabajo realizado por Pedro V. Luna, Biomecánica de la marcha humana normal y patológica. | 26 |
| Fig.3.3. Imagen de una cadera masculina(a) y femenina (b). Imagen extraída de www.lookfordiagnosis.com | 27 |
| Fig. 3.4. Esquema de los movimientos que tiene una cadera durante la marcha de un humano entre los que se encuentra la traslación de la cadera y rotaciones en los tres ejes posibles. Imagen extraída del trabajo de Éric Viel. La marcha humana, la carrera y el salto..... | 28 |
| Fig.3.5. Iniciación de la fase de balanceo mediante el desplazamiento lateral de la cadera para permitir el levantamiento del pie contrario a la dirección y sentido del movimiento. Imagen extraída del trabajo de Éric Viel. La marcha humana, la carrera y el salto..... | 28 |
| Fig. 3.6 Cuerpo bípedo que debe compensar el desequilibrio que surge al perder el apoyo de una pierna. Se consigue mediante la oscilación del tronco al lado contrario a la pierna en suspensión. Los otros dos giros permiten orientar el tronco y generar un balanceo que gracias a las fuerzas inerciales ayudan a conseguir estabilidad..... | 29 |
| Fig.3.7. Análisis de la rotación de la pelvis y el tronco durante una marcha normal, siendo el giro entre pelvis y tronco (Twist angle) la diferencia entre el giro de la pelvis y el tronco. RC hace referencia al contacto del pie derecho y LC al contacto del pie izquierdo. Información obtenida de : “Momentum compensation for the fast dynamic walk of humanoids based on the pelvic rotation of contact sport athletes. Jun Ueda et Al.” | 30 |
| Fig.3.8. Análisis de la rotación de la pelvis y el tronco durante una marcha con giro entre tronco y pelvis reducida, siendo el giro entre pelvis y tronco (Twist angle) la diferencia entre el giro de la pelvis y el tronco. RC hace referencia al contacto del pie derecho y LC al contacto del pie izquierdo. Información obtenida de : “Momentum compensation for the fast dynamic walk of humanoids based on the pelvic rotation of contact sport athletes. Jun Ueda et Al.” | 31 |
| Fig. 3.9. Representación de dos fases de la marcha en un robot humanoide . Imagen extraída de un estudio de Wako Research Centre, Honda R&D realizado por Toru | |

| | |
|--|----|
| Takenata. En las dos fases esquematizadas, se definen dos parámetros: ZMP (Zero Moment Point) y COP (Centre of Pressure) que define el apoyo del robot en el suelo..... | 32 |
| Fig.3.10 Representación del modelo utilizado para la validación de la cadera del robot humanoide RH2, donde Mcadera-fémur es el momento generado por la pierna en suspensión sobre la cadera en consecuencia de fuerzas gravitatorias e inerciales no centradas y Mcolumna el momento que compensa el balanceo por rotación del tronco. La pierna apoyada soportará momentos en tanto en cuanto exista el desplazamiento lateral de la cadera por rotación de los tobillos. | 33 |
| Fig.4.1. Posibles distribuciones de fibras. Hexagonal (a) y Cuadrada (b) | 35 |
| Fig.4.2. Detalle de lámina de material compuesto, donde el refuerzo son fibras en la que se muestra la dirección 1 paralela a las fibras de refuerzo, la dirección 2 paralela a la superficie de la lámina y perpendicular a la dirección de las fibras y la dirección n, perpendicular a la lámina..... | 36 |
| Fig.4.3 Esquema con las direcciones utilizadas en la ECU 4.7 para calcular las propiedades del material compuesto en una dirección no principal. | 38 |
| Fig.4.4 Distribución de fibras cortas y su rendimiento según la aleatoriedad en la orientación. | 39 |
| Fig.5.1 Fallos de materiales compuesto según la escala del fallo. | 41 |
| Fig.5.2. Dirección de las tensiones características sobre un material compuesto con fibras monodireccionales. Las siguientes expresiones son equivalentes $\sigma_6 = \tau_{12}$; $\sigma_4 = \tau_{23}$; $\sigma_5 = \tau_{13}$ | 42 |
| Fig 6.1. Comparativa entre el criterio de fallo de Tsai-Hill y la envolvente de máxima tensión de fallo para una misma placa de material soportando una tensión cortante definida. Imagen extraída del manual del Software FEM ABAQUS..... | 43 |
| Fig.7.1. Comparativa entre el criterio de fallo de Tsai-Hill y Azzy-Tsai-Hill para una misma placa de material soportando una tensión cortante definida. Imagen extraída del manual del Software FEM ABAQUS. | 44 |
| Fig.8.1. Comparativa entre el criterio de fallo de Tsai-Hill yTsai-Wu para una misma placa de material soportando una tensión cortante definida. Imagen extraída del manual del Software FEM ABAQUS. | 46 |
| Fig.9.1 Tensión equivalente correspondiente a la deformación equivalente y donde aparece el parámetro Gc que se corresponde al área del triángulo desde la deformación nula hasta la deformación de fallo final. Una vez superada la deformación de inicio de fallo, la tensión equivalente que soporte el material se modificará con un nuevo pico de menor altura situado en la máxima deformación equivalente que se ha alcanzado anteriormente..... | 48 |
| Fig.9.2 Evolución del valor de daño según la deformación aplicando la ecuación ECU.9.2 | 48 |
| Fig.9.3 Ejemplo del recorrido de la tensión equivalente según el modo de fallo I (a) o modo de fallo II o III (b)..... | 49 |
| Fig.10.1. Detalle de la distribución de fibras formando un tejido con direcciones 45/-45. | 52 |
| Fig.10.2. Ejemplo de soluciones comerciales para la protección de materiales plásticos ante fijaciones por tornillo. Entre estos insertos se distingue de izquierda a derecha en la fotografía un inserto autorroscante que se fija en el plástico y lo protege del montaje y desmontaje de tornillos, fijaciones a presión e insertos para orificios cónicos. | 53 |

| | |
|---|----|
| Fig.11.1 Menú ABAQUS CAE para la introducción de datos durante el preproceso y para la definición del tipo de cálculo. | 55 |
| Fig.11.2. Ratio de aspecto que evalúa la regularidad del elemento triangular y cuadrangular. En el caso de un triángulo equilátero o cuadrado será 1..... | 64 |
| Fig.13.1 Esquema de articulaciones y elementos que forman la pierna del robot. | 68 |
| Fig.13.2 Extracto del diseño de la pierna de RH2 que está siendo analizada en este capítulo. | 70 |
| Fig.13.3 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto a la altura de este punto. | 71 |
| Fig.13.4 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto al giro de la cadera en el eje Z. | 72 |
| Fig.13.5 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto al giro de rodilla en el eje X. | 72 |
| Fig.13.6 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto al giro de la cadera en el eje X. | 73 |
| Fig. 13.7 Esquema de composición de centros de gravedad en el conjunto cadera, piernas, cuerpo superior..... | 75 |
| Fig 13.8 Primera etapa (biempotrada) | 77 |
| Fig 13.9 Segunda etapa (deslizamiento o giro) | 77 |
| Fig.14.1Detalle del primer diseño analizado por elementos finitos para determinar la viabilidad de las modificaciones del diseño. | 80 |
| Fig.14.2 Dimensiones de la cadera del diseño de partida (unidades en mm)..... | 81 |
| Fig.14.3. Esquema de condiciones de contorno del caso de cargas A en la figura superior y detalle de las fijaciones simuladas en la figura inferior. | 82 |
| Fig.14.4. Distribución de elementos tipo C3D10MH utilizada en la resolución de este caso. | 83 |
| Fig 14.5 Distribución de la tensión de Von Mises en el caso de simularse las dos piernas como empotramientos. | 84 |
| Fig.14.6 Desplazamiento de la pieza en el caso de simular las dos piernas como empotramientos. | 85 |
| Fig 14.7Distribución de la tensión de Von Mises en el caso de deslizamiento de una pierna. | 86 |
| Fig 14.8 Deformaciones de la pieza en el caso de deslizamiento de una pierna. | 87 |
| Fig.14.9 Adaptación de la pieza para simular las cargas descentradas debido a la pierna y la compensación de la cadera. | 88 |
| Fig.14.10. distribución de elementos tipo C3D10MH utilizada en la resolución de este caso. En la imagen superior la imagen con giro de cadera de 90°y -20°en la imagen inferior. | 89 |
| Fig 14.11 Distribución de tensiones de Von Mises en el caso de cadera con giro de 90°. | 90 |
| Fig 14.12 Distribución de tensiones de Von Mises en el caso de cadera con giro de 90°. Segunda vista..... | 91 |
| Fig 14.13 Desplazamiento sobre la superficie de la cadera en el caso de cadera con giro de 90°..... | 91 |
| Fig 14.14 Distribución de tensiones de Von Mises en el caso de cadera con giro de -20°. | 92 |
| Fig 14.15 Desplazamiento sobre la superficie de la cadera en el caso de cadera con giro de -20°..... | 93 |
| Fig 15.1 Dimensiones y diseño de la nueva cadera. (Unidades en mm) | 94 |

| | |
|---|-----|
| Fig 15.2 Dimensiones de la pieza que se acopla en el hueco de las piernas para la fijación de estas en la cadera.(Unidades en mm)..... | 95 |
| Fig 15.3 Dimensiones de la pieza que se acopla en el centro de la cadera y que será la fijación del cuerpo superior del robot a la cadera. (Unidades en mm)..... | 96 |
| Fig 15.4 Visualización del montaje de la pieza junto a las fijaciones de aluminio que se incorporan en la simulación. | 96 |
| Fig.15.5 Descripción de las orientaciones características de la pieza, según las cuales se definen las orientaciones de las fibras de carbono en las distintas láminas de material compuesto..... | 97 |
| Fig 15.6 Distribución de capas de 0.25 mm en la lámina de fibra de carbono de 5 mm a 0/90 | 98 |
| Fig 15.7 Distribución de capas en la lámina de fibra de carbono de 5 mm a 45/0/-45/90 | 98 |
| Fig 15.8 Distribución de capas en la lámina de fibra de carbono de 5 mm a 45/-45 | 98 |
| Fig 15.9 Composición usada para la simulación (cadera 90°)..... | 99 |
| Fig 15.10 En la representación se muestran cuatro cargas puntuales por centro de gravedad en las que se distribuye el peso total de las dos partes (cuerpo superior y pierna)..... | 99 |
| Fig. 15.11. Deformaciones máximas de la cadera apoyada, caso de cadera empotrada en el gráfico superior y cadera apoyada con deslizamiento en una pierna en el gráfico inferior. | 105 |
| Fig. 15.12. Deformaciones máximas de la cadera con una pierna suspendida, caso de cadera girada 90° en el gráfico superior y cadera girada -20° en el gráfico inferior. | 106 |
| Fig. 15.13. Giro relativo máximo de la cadera apoyada, caso de cadera empotrada en el gráfico superior y cadera apoyada con deslizamiento en una pierna en el gráfico inferior. | 107 |
| Fig. 15.14. Giro relativo máximo de la cadera con una pierna suspendida, caso de cadera girada 90° en el gráfico superior y cadera girada -20° en el gráfico inferior..... | 108 |
| Fig. 15.15. Tensiones de von Mises en el caso más crítico simulado, giro cadera -20° y retraso del centro de gravedad, asociadas a cada una de las distintas configuraciones de fibras de la cadera (0/90, 45/0/-45/90, 45/-45)..... | 109 |
| Fig. 15.16. Criterio de fallo según TSAIH y TSAIW en el caso más crítico simulado, giro cadera -20° y retraso del centro de gravedad, asociadas a cada una de las distintas configuraciones de fibras de la cadera (0/90, 45/0/-45/90, 45/-45) | 110 |
| Fig 15.17 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 112 |
| Fig 15.18 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 112 |
| Fig 15.19 Distribución de desplazamientos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 113 |
| Fig 15.20 Distribución de desplazamientos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 113 |
| Fig 15.21 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 114 |
| Fig 15.22 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 114 |
| Fig 15.23 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 115 |

| | |
|--|-----|
| Fig 15.24 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 115 |
| Fig 15.25 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 116 |
| Fig 15.26 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas. | 116 |
| Fig 15.27 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 117 |
| Fig 15.28 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 117 |
| Fig 15.29 Distribución de desplazamiento en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 118 |
| Fig 15.30 Distribución de desplazamiento en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 118 |
| Fig 15.31 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 119 |
| Fig 15.32 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 119 |
| Fig 15.33 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 120 |
| Fig 15.34 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 120 |
| Fig 15.35 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 121 |
| Fig 15.36 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento. | 121 |
| Fig 15.37 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 122 |
| Fig 15.38 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 122 |
| Fig 15.39 Distribución desplazamientos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 123 |
| Fig 15.40 Distribución desplazamientos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 123 |
| Fig 15.41 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 124 |
| Fig 15.42 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 124 |
| Fig 15.43 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 125 |
| Fig 15.44 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 125 |
| Fig 15.45 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 126 |
| Fig 15.46 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°. | 126 |
| Fig 15.47 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20°. | 127 |

| | |
|---|-----|
| Fig 15.48 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 127 |
| Fig 15.49 Distribución desplazamientos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 128 |
| Fig 15.50 Distribución desplazamientos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 128 |
| Fig 15.51 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 129 |
| Fig 15.52 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 129 |
| Fig 15.53 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 130 |
| Fig 15.54 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 130 |
| Fig 15.55 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 131 |
| Fig 15.56 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° | 131 |
| Fig. 16.1 Representación de la pieza que se añade al modelo para dar rigidez..... | 140 |
| Fig. 16.1 Representación de la cadera y la localización de los dos nervios en color rosa y verde. | 141 |
| Fig 17.1 Comparativa de deformaciones máximas en el caso de giro de cadera 90° y -20° | 143 |
| Fig. 17.2 Tensiones principales máximas en las capas 1, 2, 3 y 4(de izquierda a derecha y de arriba abajo) en el caso de cadera girada 20° con grosor 20 mm y configuración 45/0/-45/90. | 144 |
| Fig. 17.2 Tensiones principales máximas en las capas 1, 2 (de izquierda a derecha) en el caso de cadera girada 20° con grosor 20 mm y configuración 0/90..... | 144 |
| Fig 17.3 Identificación de los puntos con criterio de fallo más elevado extraído de la cadera analizada de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90, y en el caso de empotramiento de ambas piernas. | 145 |
| Fig 17.1 Fotografía de RH2 finalmente construido y denominado TEO. | 150 |

Índice de tablas

| | |
|---|-----|
| Tabla.4.1 – Volumen de refuerzo según proceso de fabricación..... | 35 |
| Tabla.4.2 – Volumen de refuerzo según distribución de fibras..... | 35 |
| Tabla 5.1. Criterio de rotura por tensión de materiales compuestos. | 42 |
| Tabla 5.2. Propiedades fibra de carbono | 42 |
| Tabla 9.1 Cálculo de valores de deformación equivalente y tensión equivalente de lámina de material compuesto de fibra monodireccional..... | 49 |
| Tabla.9.2 Criterio de inicio de fallo en lámina de material compuesto de fibra monodireccional sometida a tensiones planas..... | 50 |
| Tabla.9.3 Criterio de inicio de fallo en lámina de material compuesto de fibra monodireccional sometida a cargas en las tres dimensiones..... | 50 |
| Tabla 13.1 Posición de los Centros de Gravedad (c.d.g.) y sus respectivas masas (pierna recta en reposo)..... | 70 |
| Tabla 13.2 Posición de las articulaciones y posibles giros relativos ((pierna recta en reposo).. .. | 70 |
| Tabla 13.3 Centros de gravedad asociados a las posiciones típicas durante la marcha. | 74 |
| Tabla 13.4 Posición del centro de gravedad del cuerpo superior para compensar las posiciones típicas de las piernas. | 76 |
| Tabla 13.5 posiciones del centro de gravedad de la pierna suspendida. | 78 |
| Tabla 13.6 posiciones del centro de gravedad del cuerpo superior para el equilibrado de la pierna suspendida..... | 78 |
| Tabla 14.1 Propiedades del aluminio para la simulación:..... | 80 |
| Tabla 14.2 Resultados primer diseño biapoyado..... | 83 |
| Tabla 14.3 Resultados primer diseño en marcha..... | 90 |
| Tabla 15.1 Desplazamientos máximos de nodos en la cadera de fibra de carbono..... | 100 |
| Tabla 15.2. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus..... | 101 |
| Tabla 15.3. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus..... | 102 |
| Tabla 15.4. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus..... | 103 |
| Tabla 15.5. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus..... | 104 |
| Tabla 15.6 distribuciones de von Mises cadera 5mm empotrada..... | 132 |
| Tabla 15.7 distribuciones de von Mises cadera 20mm empotrada..... | 133 |
| Tabla 15.8 distribuciones de von Mises cadera 5 mm, pie con deslizamiento..... | 134 |
| Tabla 15.9 distribuciones de von Mises cadera 20 mm, pie con deslizamiento..... | 135 |
| Tabla 15.10 distribuciones de von Mises cadera 5 mm, cadera con giro de 90° | 136 |
| Tabla 15.11 distribuciones de von Mises cadera 20 mm, cadera con giro de 90° | 137 |
| Tabla 15.12 distribuciones de von Mises cadera 5 mm, cadera con giro de -20°..... | 138 |
| Tabla 15.13 distribuciones de von Mises cadera 20 mm, cadera con giro de -20°..... | 139 |
| Tabla 16.1 Resultados de la simulación en función del grosor de elemento de los elementos de refuerzo (deformación y giro relativo) | 141 |
| Tabla 16.2 Deformaciones máximas significativas en el perímetro de fijación de la pierna. | 142 |
| Tabla 17.1 Comparativa de deformaciones en el caso de cadera con orientación de fibras 45/0/-45/90 y grosor 20 mm y 10 mm junto con resultados de cadera inicial de aluminio..... | 146 |
| Tabla 17.2 Desplazamiento máximo en la cadera medido en el perímetro de fijación de la pierna. | 147 |

| | |
|---|-----|
| Tabla 17.3 Relación masas de masas del diseño de partida y su equivalente en comportamiento en fibra de carbono de 20mm de grosor..... | 148 |
| Tabla 17.4 Masa de la nueva pieza en relación al grosor, teniendo una proyección horizontal de 0.15m^2 y una densidad de 1530 kg/m^3 | 148 |
| Tabla 17.5 Relación masas de masas del diseño de partida y su equivalente en comportamiento en fibra de carbono de 10mm de grosor con dos refuerzos de 380mm x 40 mm..... | 149 |
| Tabla AnexoI.1 Tabla de conversión de unidades por uso de mm como unidad de longitud..... | 151 |
| Tabla Anexo II.1 Propiedades usuales del compuesto de fibra de carbono T300, de uso habitual en la industria..... | 152 |
| Tabla Anexo II.2 Propiedades de referencia para la fibra de carbono | 152 |
| Tabla Anexo III.1 Propiedades del aluminio puro | 156 |
| Tabla Anexo III.2 Propiedades del aluminio 6061-T6, 6061-T651 | 156 |
| Tabla Anexo III.3 Propiedades del aluminio 2024-T4; 2024-T351 | 156 |

Nomenclatura

| | |
|---------------|---|
| COP | Center of pressure – Centro de presiones |
| ν | Coeficiente de Poisson |
| ν_f | Coeficiente de Poisson de la fibra |
| ν_m | Coeficiente de Poisson de la matriz |
| d_f | Daños en fibra |
| d_m | Daños en matriz |
| ε | Deformación |
| δ_{eq} | Deformación equivalente utilizada para explicar la teoría de propagación de fallos. |
| U | Desplazamiento por deformación |
| T | Energía cinética |
| Π | Energía potencial |
| UR | Giro relativo por deformación |
| f_e | Matriz de fuerzas |
| m_e | Matriz de masas |
| K_e | Matriz de rigidez |
| G | Módulo de rigidez transversal |
| G_f | Módulo de rigidez transversal de la fibra |
| G_m | Módulo de rigidez transversal de la matrix |
| E | Módulo de Young |
| E_f | Módulo de Young de la fibra |
| E_m | Módulo de Young de la matriz |
| M | Momento |
| F_s | Peso cuerpo superior |
| F_p | Peso pierna |
| η_L | Rendimiento longitudinal |
| S | Superficie |
| σ | Tensión |
| SMISES | Tensión de von Mises |
| σ_{eq} | Tensión equivalente utilizada para explicar la teoría de propagación de fallos. |
| σ_1 | Tensión principal máxima |
| σ_2 | Tensión principal media, o mínima en estado tensional plano. |
| σ_3 | Tensión principal mínima |
| W_f | Trabajo realizado por fuerzas externas |
| TSAIH | Valor del criterio de Tsai Hill |
| TSAIW | Valor del criterio de Tsai Wu |
| V | Volumen |
| V_f | Volumen de fibra o refuerzo |
| Xc | X direction compression tensile strength |
| | Tensión de rotura en la dirección de la fibra por compresión. |
| Xt | X direction traction tensile strength |
| | Tensión de rotura en la dirección de la fibra por tracción. |
| Yc | Y compression tensile strength |
| | Tensión de rotura en la dirección perpendicular a la fibra por compresión. |
| Yt | Y direction traction tensile strength |
| | Tensión de rotura en la dirección perpendicular a la fibra por tracción. |
| ZMP | Zero moment point- Punto de momento cero |

1. Introducción

En la robótica se suelen copiar capacidades y soluciones existentes seres vivos, y de alguna manera se convierte en un objetivo de evolución en los diseños. Inicialmente los robots se diseñaban para una función concreta, y su diseño se adaptaba a esa función, pero actualmente la técnica permite la construcción de máquinas más versátiles y con funciones menos limitadas.

Una función muy útil en los robots, que otorga autonomía y versatilidad, es el desplazamiento. Para cumplir con esta capacidad nos encontramos con el raíl, las ruedas, las piernas e incluso la posibilidad de volar o sumergirse en otro medio, sin limitarnos a otras formas.

En vista a lo dicho anteriormente, el desplazamiento bípedo se trata de imitar de los seres vivos, y además es característico de los humanos. Aunque también se imitan las formas de desplazamiento propias de cuadrúpedos, reptiles, aves, bacterias y cualquier otro ser que pueda adaptarse mejor en un medio concreto. Además, en algunos casos se utiliza la capacidad natural como inspiración y se consiguen nuevas características propias de robots que pueden estar mejoradas.

La marcha bípeda es un modo de desplazamiento complejo que permite libertad de actuación con las extremidades superiores. En el caso de la robótica no es un factor limitante el número de extremidades, pero la imitación de figuras antropomorfas facilita la suplantación de humanos en sus actividades, e incluso la integración de los robots o reemplazo de elementos orgánicos por otros robóticos.

Junto a la complejidad del control de los sistemas que permitan el desplazamiento bípedo, las piezas diseñadas para cubrir las funciones de órganos humanos deben tener una resistencia semejante y demostrar suficiente estabilidad durante la actividad. La fiabilidad de los componentes robóticos es consecuencia de un buen diseño y elección de materiales, pero estos deben adaptarse a los casos concretos de cada robot.

En el laboratorio de automática de la Universidad Carlos III se desarrolló un robot humanoide denominado RH2 y finalmente TEO cuando fue construido. Este robot imitaba movimientos humanos, entre ellos el desplazamiento bípedo.

Este proyecto analiza y caracteriza la actuación de la pieza que ejerce la función de cadera dentro del robot RH2 previamente a su construcción. Para ello, además se tratará de utilizar materiales ligeros que permitan disminuir el peso del robot.

1.1. Motivación

Conocer el comportamiento de la pieza cumpliendo su función permite mejorar su diseño, incrementar la fiabilidad, así como adaptarse mejor al uso que se le requiere.

Existen profundos estudios sobre biomecánica, pero no siempre es posible o práctico construir elementos semejantes a los órganos de seres vivos que ejercen esas funciones. Debido a ello es necesario estudiar la pieza que finalmente es diseñada para cumplir esa misma función, y así entender como es su respuesta en servicio.

Es importante tener en cuenta que se puede aprovechar toda la información existente sobre biomecánica para entender las necesidades de la pieza. Deberá adaptarse aquello que sea necesario y servirá de inspiración para el diseño de las piezas utilizadas. Por ello, previamente al trabajo, es necesaria una gran documentación y entendimiento de la funcionalidad de la pieza.

1.2. Objetivos

El fin de este proyecto es la optimización del diseño inicial de la cadera del robot humanoide RH2, que se describirá más adelante.

Se requiere una adaptación de la geometría del diseño, rectangular inicialmente, para adaptarse a un carenado que otorgue al robot una morfología más humana. Para este objetivo deberán definirse formas más curvas.

Se requiere cambiar la selección de material, con lo que se busca reducir la masa de la pieza mientras se sigan otorgando las propiedades mecánicas que permitan la funcionalidad del robot.

Las herramientas de trabajo serán programas comerciales de diseño tales como CATIA y Abaqus, de Simulia Dassault, para la simulación por elementos finitos (FEM). Con ellas se realizarán y analizarán las modificaciones en el diseño que confieran un equilibrio entre robustez, ligereza y estética.

Como material alternativo, que confiera las propiedades mecánicas mínimas y la suficiente ligereza, se preselecciona material compuesto de fibra de carbono. Y para comprobar el efecto del cambio, se caracterizará el comportamiento de la pieza para diferentes dimensiones y configuraciones de dirección de fibras.

Las premisas a seguir durante el diseño son conseguir una composición sencilla y resistente a la hora de soportar las cargas que se producen al andar y soportarse a sí mismo.

Como objetivo paralelo en este proyecto, será necesario definir una hipótesis de carga adecuada que se aproxime al uso en servicio de la pieza. Ello se conseguirá documentando la marcha bípeda.

1.3. Estructura del proyecto

Este documento está dividido en 18 capítulos y 3 anexos.

El **primer** capítulo es la presente introducción y explica la razón de este proyecto.

El **segundo** capítulo hace una descripción del diseño de partida del robot RH-2, que serán los datos iniciales para realizar la optimización, objetivo de este proyecto.

El **tercer** capítulo, llamado “Biomecánica de la cadera y pelvis durante la marcha”, documenta la función y vida en servicio que se espera de la pieza que vamos a optimizar. Servirá de referencia para definirla hipótesis de carga.

El **cuarto** capítulo es una descripción teórica sobre materiales compuestos, que se complementa con los siguientes 5 capítulos que describen lo siguiente:

El **quinto** capítulo identifica que causas pueden originar el fallo en el material compuesto y los parámetros del material que ayudan a identificar cuando puede ocurrir.

El **sexto, séptimo y octavo** capítulo describen tres criterios de fallo, que son resultado de distintos estudios y avances con los que identificar el riesgo de fallo en el caso de materiales compuesto. Esta teoría será utilizada durante los análisis de los diseños para identificar el riesgo de fallo en la pieza.

Y por último, el **noveno** capítulo documenta la teoría que indica cómo se inicia el fallo y avanza en los materiales compuestos.

El **décimo** capítulo sitúa al lector en antecedentes sobre la tecnología actual de materiales compuestos y alguna particularidad que se tendrá que tener en cuenta durante la fabricación de la pieza, como son las fijaciones a ella de otros elementos.

El **undécimo** capítulo es una descripción teórica de la herramienta de cálculo utilizada. Más adelante solo veremos el resultado de estos cálculos.

El **duodécimo** capítulo es el previo al inicio del diseño de la pieza. Marca unas pautas generales que ayudan a la hora de diseñar una pieza.

El **decimotercero** capítulo es el inicio del diseño y comienza a indicar las hipótesis de cálculo que se tendrán en cuenta durante las simulaciones de la pieza en diseño.

El **decimocuarto** capítulo analiza el comportamiento de la pieza inicial que se quiere optimizar en las hipótesis de carga definidas previamente y adaptadas a la realidad de la pieza.

El **decimoquinto** capítulo analiza y caracteriza el comportamiento de la nueva pieza en fibra de carbono y geometría simplificada para las distintas hipótesis de carga y distintos grosores y configuración de fibras.

El **decimosexto** capítulo se introduce como una optimización más del diseño, añadiendo material en aquellas partes donde puede ser más provechoso. Se analizan los efectos de este diseño reforzado para distintos tipos de refuerzo.

El **decimoséptimo** capítulo indica las conclusiones finales en base a la teoría incluida en el documento y los cálculos realizados para caracterizar la nueva pieza optimizada.

El **decimooctavo** capítulo recopila posibles acciones futuras en base a la experiencia durante la realización de este proyecto.

Los anexos incluyen la siguiente información:

Anexo I: Debido al formato de introducción de datos en Abaqus CAE, hay que definir las unidades manteniendo la relación entre ellas. Al usar mm en las dimensiones de las piezas y segundo como unidad temporal, el resto de unidades quedan condicionadas. Para ello mantendremos la unidad de fuerza como Newton.

Anexo II: Se incluye como referencia para identificar los parámetros de comportamiento del compuesto de fibra de carbono utilizado en el diseño.

Anexo III: Se incluye como referencia para localizar los parámetros de comportamiento del material de aluminio utilizado.

2. Descripción de RH-2.

La Universidad Carlos III diseño y construyó un robot humanoide que denominó RH1. Después de ese primer diseño se evolucionó al presente robot. Este nuevo robot, RH-2, ha mejorado su habilidad para desplazarse y ha optimizado su estructura. También se ha aprovechado el proceso de optimización del diseño para adaptarlo a una geometría más antropomorfa. La figura 2.1 muestra el diseño de partida de RH2 para el que se estudia la optimización de la cadera.

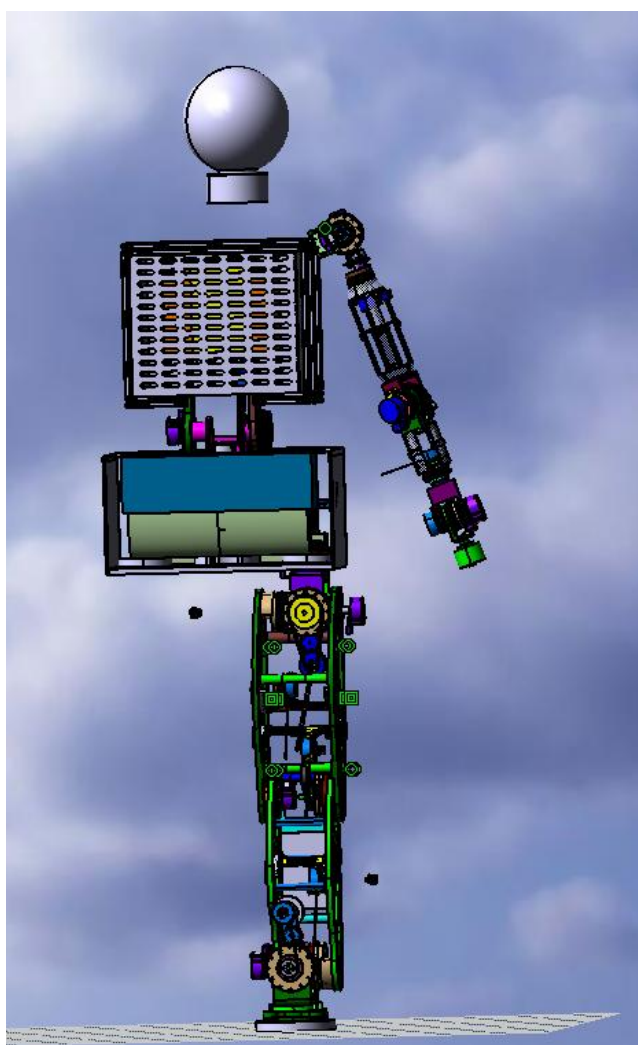


Fig 2.1. Visión general de los componentes que constituyen el robot humanoide en el diseño previo, simplificado por simetría.

Los trabajos de optimización se han centrado en el tren superior y cadera. Para ello se modifican los componentes estructurales que anteriormente estaban sobredimensionados e incrementaban el peso de la estructura. Las nuevas piezas serán diseñadas para ser construidas con materiales compuestos.

En este proyecto se realiza el análisis por elementos finitos de la optimización de la cadera, con lo que se caracteriza su comportamiento ante las cargas que se originan durante el funcionamiento del robot humanoide.

Las modificaciones que se realizan en el tronco y en los brazos son la sustitución de algunos componentes por material compuesto de fibra de carbono y el rediseño de la morfología de los componentes. Con ello se busca aumentar la versatilidad del tronco, espacio libre para la incorporación de sistemas de control y además facilitar la ventilación. Estos nuevos diseños también buscan la incorporación de soluciones que permitan un mejor reemplazo de piezas y una mayor estabilidad. La figura 2.2 muestra una imagen detallada de la parte superior de RH2.

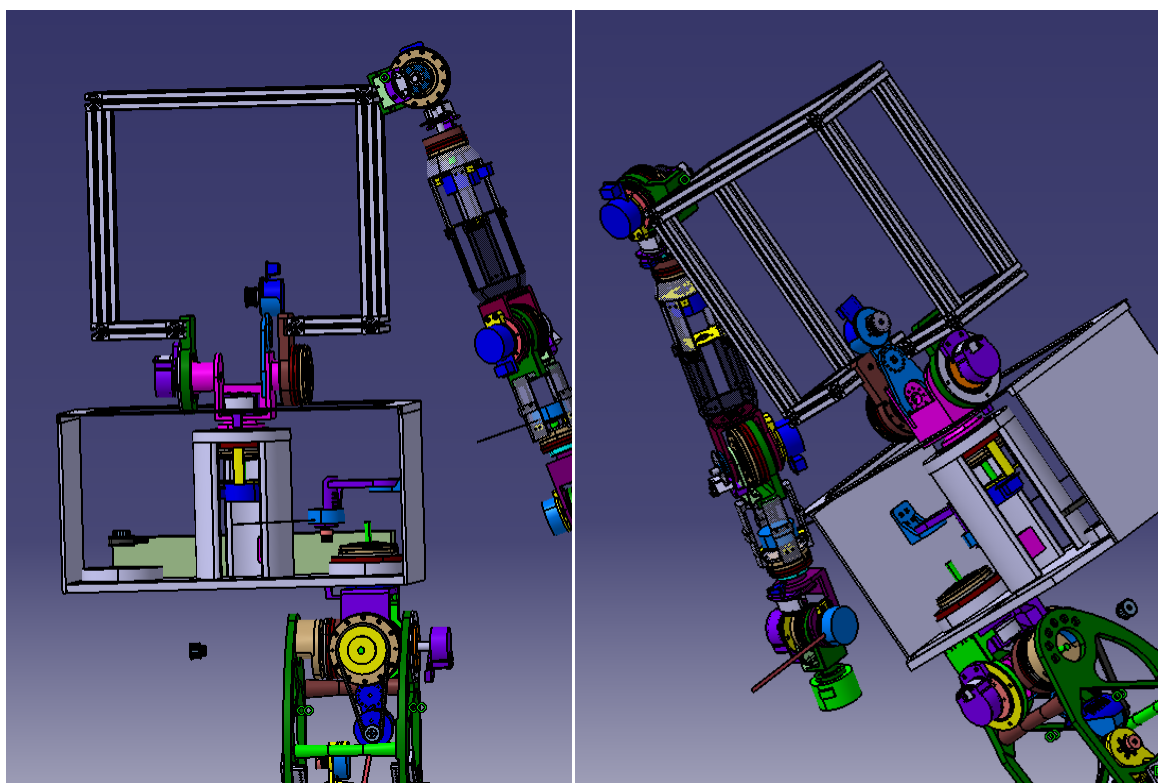


Fig.2.2. Visión detallada de los componentes de la estructura del tren superior compuesta por cadera, tórax y brazos.

En el caso de la cadera, con el fin de conseguir una geometría externa adaptada a una forma más humana, se modifica para adaptarse un carenado más curvo y aportar la rigidez suficiente frente a los distintos tipos de cargas por la que irá pasando durante los movimientos de RH2.

Para comenzar, el diseño de la cadera de partida, aún rectangular, junto al resto de componentes que forman su entorno de montaje en RH2 se muestra en la figura 2.3. Y se detalla su diseño en la figura 2.4, donde el resto de componentes conectados a la cadera han sido retirados de la imagen.

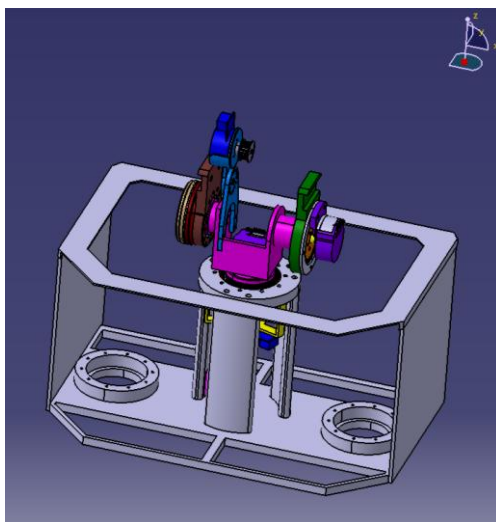


Fig. 2.3 Imagen en detalle de la pieza de la cadera según el diseño inicial con los accesorios más próximos.

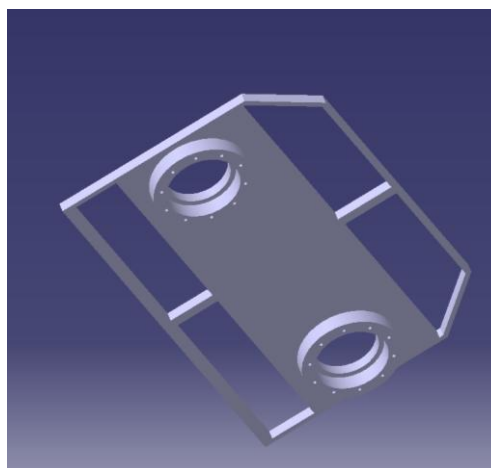
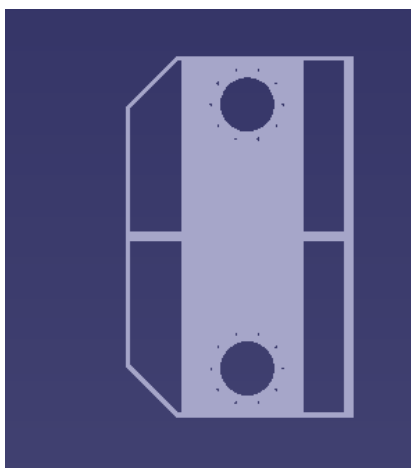


Fig.2.4 Vista detallada de la cadera, anterior a la modificación.

Una primera opción para evolucionar el diseño era utilizar elementos tubulares para aumentar la rigidez de la estructura. Esta vía de cambio se abandonó por el gran volumen ocupado y la baja fiabilidad que confieren las numerosas conexiones entre tubos.

Finalmente, independientemente de la opción seleccionada para el cambio, algunas dimensiones deben ser respetadas en el nuevo diseño. Estas son aquellas que afectan a las zonas donde hay piezas conectadas a la cadera, como son la distancia entre piernas y la fijación del tronco a la cadera.

Las distancias entre fijaciones (piernas y tronco) y la geometría de las conexiones, se muestran sobre el diseño de partida en la figura 2.5. Manteniendo estas dimensiones básicas se evita alterar el diseño del resto de piezas, y se reducen los problemas de compatibilidad de las modificaciones.

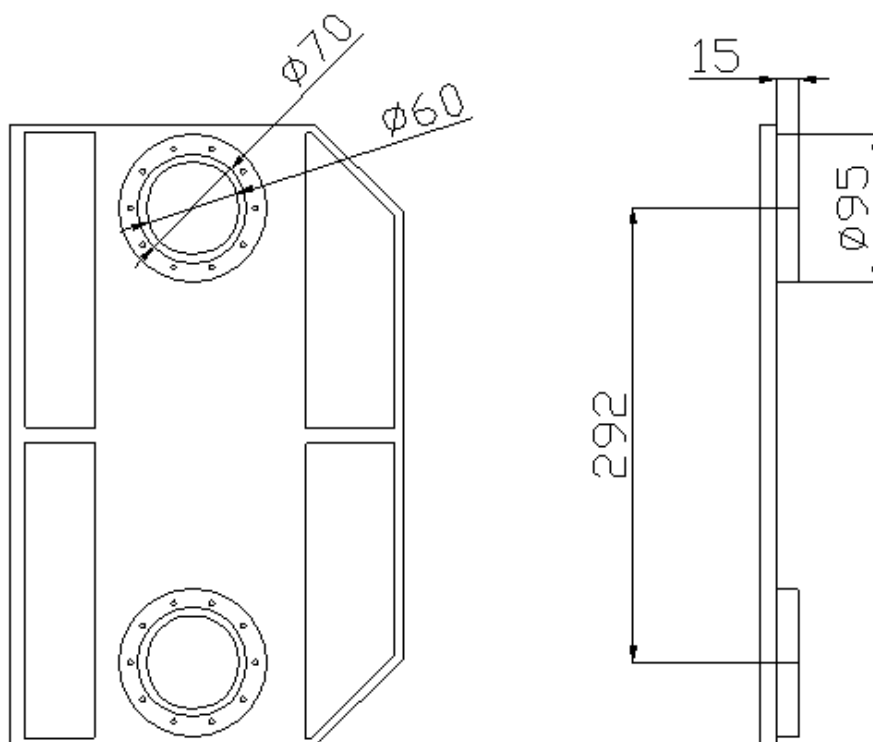


Fig.2.5 Esquema con las medidas del diseño inicial de la pieza que formaba la cadera y que se mantuvieron en los cambios de diseño posteriores.(unidades en mm)

3. Biomecánica de la cadera y pelvis durante la marcha.

El diseño optimizado de una pieza que sustituya funcionalmente una cadera humana en la estructura del robot humanoide se debe desarrollar en base al comportamiento mecánico de una cadera real, y realizando las adaptaciones necesarias al comportamiento del robot. Para justificar las condiciones esperadas que han de simularse, en este capítulo se analiza la dinámica de la marcha humana y ciertas consideraciones para robots humanoides.

En las figuras 3.1 y 3.2 se describen las etapas y secuencias de los movimientos de piernas necesarios para conseguir la marcha del ser humano bípedo (en líneas generales). En estos diagramas habría que añadir un estado inicial de comienzo de la marcha que no se vuelve a repetir hasta que el sujeto se detenga y junte las dos piernas. Una vez comenzada la marcha, esta puede dividirse en dos fases que se van repitiendo alternando la acción entre las piernas:

Oscilación o balanceo, donde la pierna retrasa se despegar del suelo y se adelanta al cuerpo hasta volver a apoyarse.

Doble apoyo, donde la carga se transfiere de una pierna a otra.

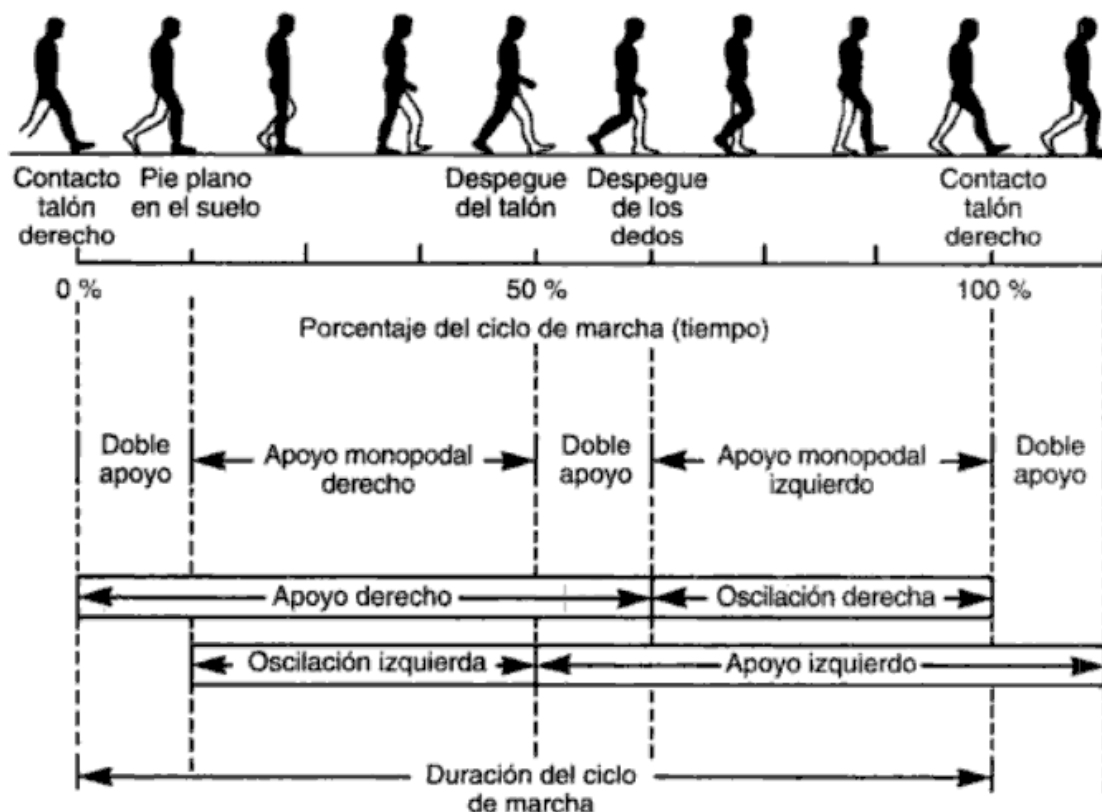


Fig.3.1 Etapas de la marcha humana que ayudan a caracterizar el comportamiento del robot humanoide. Imagen extraída del trabajo de Éric Viel. La marcha humana, la carrera y el salto.

En la figura Fig.3.2 se puede analizar en detalle el giro de la cadera que es la rotación entre fémur y pelvis. Vemos que al estar la pierna retrasada llega a 20° y una vez se levanta la pierna y pasa a la fase de balanceo, el fémur gira en la cadera unos 30° . Este movimiento de la pierna oscilante generará un momento significativo en la cadera debido a la carga excéntrica que supone el peso de la pierna flexionada.

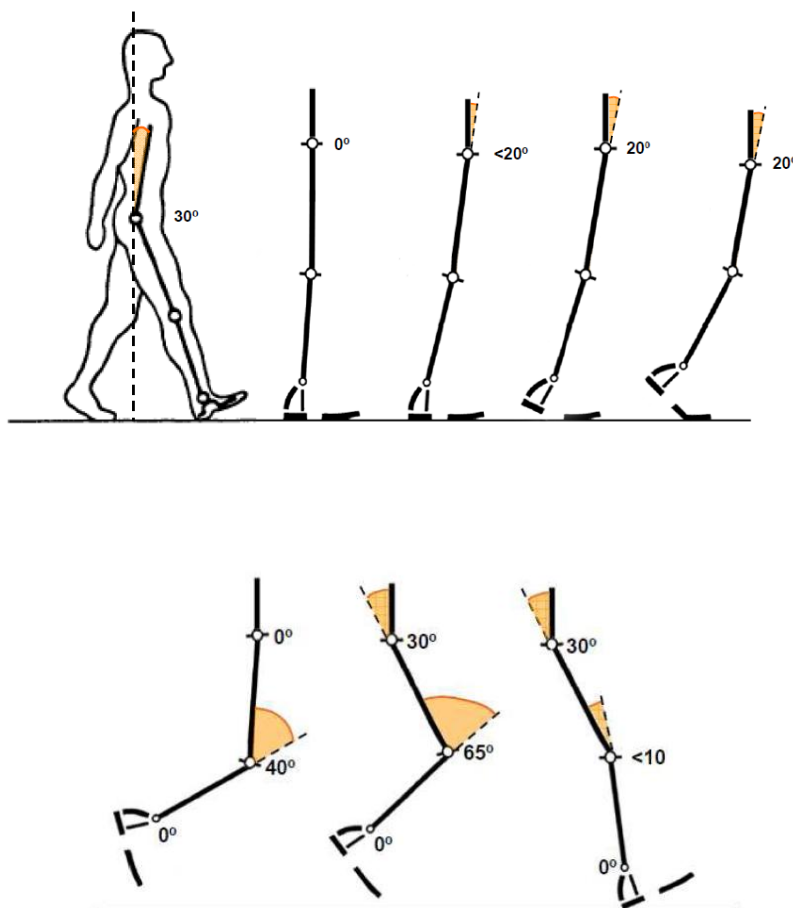


Fig.3.2 Movimiento de la pierna apoyada mostrado en la secuencia superior y descripción del balanceo de la pierna en la secuencia inferior durante una marcha humana. Imagen extraída del trabajo realizado por Pedro V. Luna, Biomecánica de la marcha humana normal y patológica.

Centrando nuestra atención en la cadera del robot y pelvis en el caso del cuerpo humano, esta es la parte donde las extremidades inferiores encargadas de la locomoción bípeda se conectan con el tronco, extremidades superiores y cabeza. Además distribuye el peso de la parte superior a las extremidades inferiores. En la figura 3.3 se muestra la forma de una cadera humana cuya estructura permite el anclaje de músculos que consiguen reducir la flexión de la cadera durante el soporte del peso del cuerpo y el movimiento en la marcha.

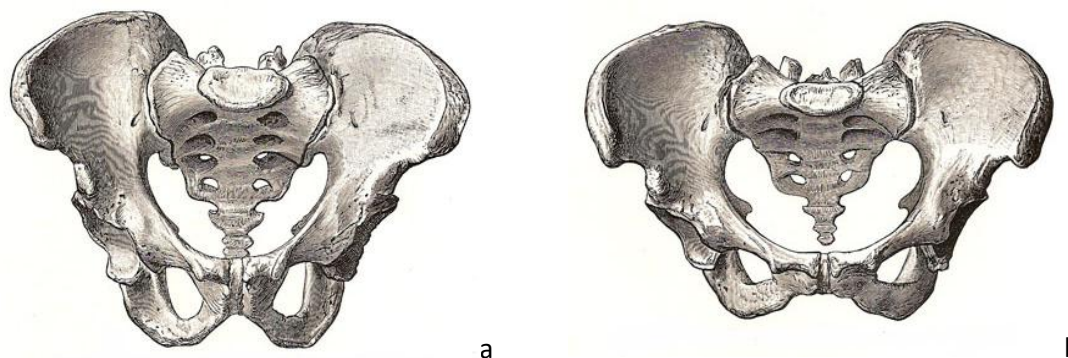


Fig.3.3. Imagen de una cadera masculina(a) y femenina (b). Imagen extraída de www.lookfordiagnosis.com

Según los estudios de la marcha humana, durante el balanceo se generan otros movimientos en el plano perpendicular al del sentido de la marcha que afectan a la cadera. Cuando una pierna está en suspensión para adelantarse a la otra y transfiere la carga entre ellas, el tronco o extremidades superiores deben desplazarse para equilibrar los momentos generados por el peso de la pierna en suspensión y evitar que el cuerpo pierda la estabilidad y caiga al suelo. Aparece un movimiento lateral (aproximadamente 2,5 centímetros) en la dirección contraria al pie que se suspende en el aire, y que toma importancia en el inicio de la marcha donde además es precedido por un pequeño desplazamiento previo en el sentido contrario para ayudar a generar el balanceo (en la figura Fig.3.4 se aprecia el movimiento en la dirección X debido al balanceo de la marcha, y en la figura 3.5 puede verse la evolución de este desplazamiento durante la marcha, alterando también la posición del centro de gravedad).

Poco después del desplazamiento lateral, e iniciar el balanceo, la pelvis tiene un descenso del lado oscilante evaluado en los humanos entre 4 y 6°. Además, el cuerpo humano durante el tiempo que está apoyado en una única pierna, se inclina hacia delante aproximadamente 10°. Por último, se da un giro sobre la femoral de la pierna de carga (apoyada) que alcanza entre 5° y 15°.

Muchos de estos movimientos tienen que ver con la estructura del cuerpo y también maneras y costumbres del individuo. Podemos ver como los desplazamientos laterales son menores en caderas más estrechas. En la figura 3.4 se esquematizan las rotaciones y desplazamientos que tienen lugar en la zona de la cadera.

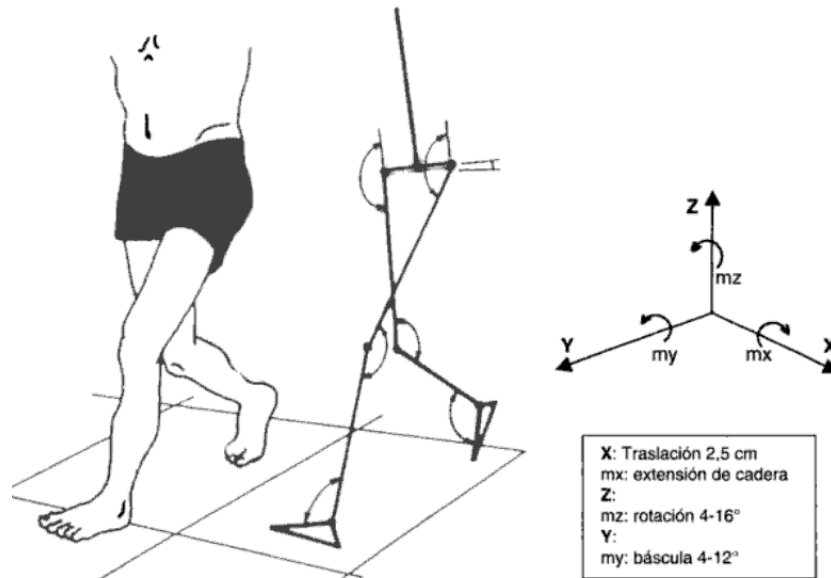


Fig. 3.4. Esquema de los movimientos que tiene una cadera durante la marcha de un humano entre los que se encuentra la traslación de la cadera y rotaciones en los tres ejes posibles. Imagen extraída del trabajo de Éric Viel. La marcha humana, la carrera y el salto.

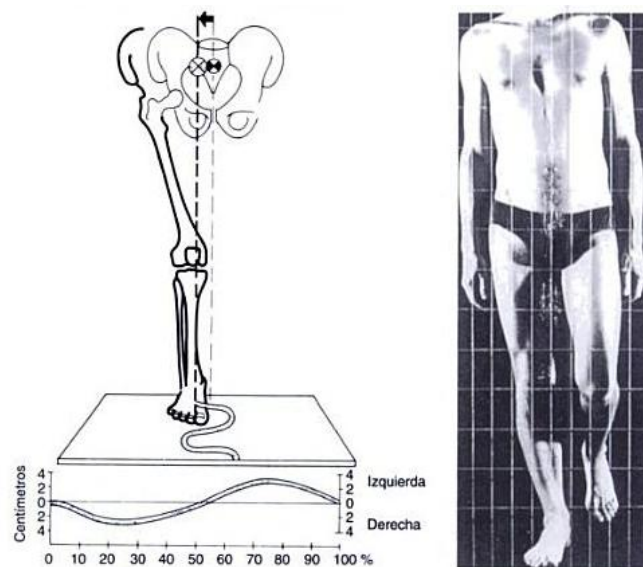


Fig.3.5. Iniciación de la fase de balanceo mediante el desplazamiento lateral de la cadera para permitir el levantamiento del pie contrario a la dirección y sentido del movimiento. Imagen extraída del trabajo de Éric Viel. La marcha humana, la carrera y el salto.

La posibilidad de rotación del tronco permite el equilibrado del cuerpo por la oscilación del tronco, además los movimientos de las extremidades superiores y la cabeza generan momentos que mejoran el equilibrio del cuerpo durante la marcha. En la figura 3.6 se identifican los tres grados de libertad del tronco y que además compensan los desequilibrios que ocurren durante la marcha en el movimiento de las piernas. La rotación en el plano perpendicular a la dirección de la marcha (giro eje Y) es importante porque permite compensar la rotación femoral que aparece durante la basculación de la pierna y que tiende a inclinar la cadera en el sentido de la pierna en suspensión.

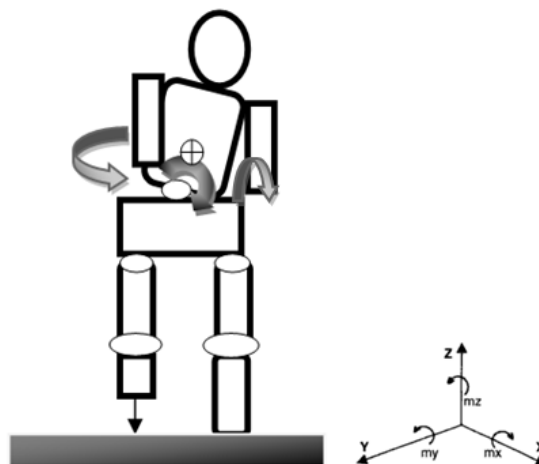
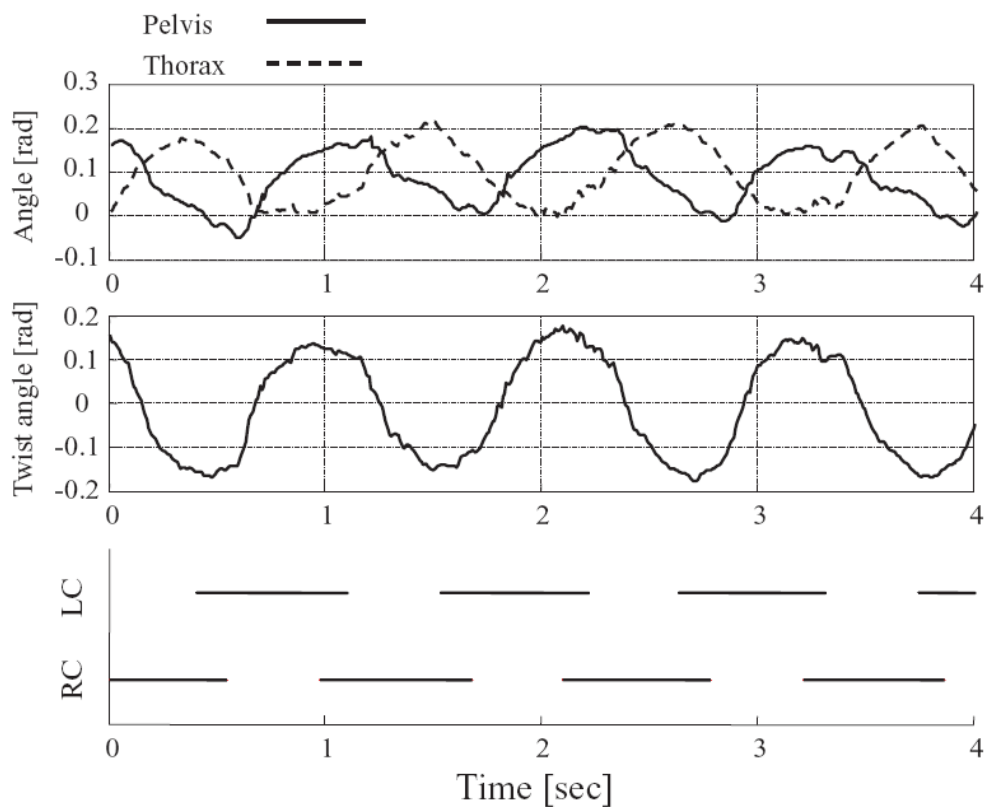
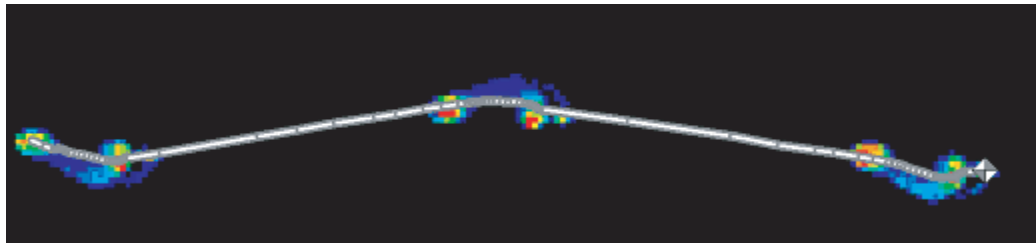


Fig. 3.6 Cuerpo bípodo que debe compensar el desequilibrio que surge al perder el apoyo de una pierna. Se consigue mediante la oscilación del tronco al lado contrario a la pierna en suspensión. Los otros dos giros permiten orientar el tronco y generar un balanceo que gracias a las fuerzas inerciales ayudan a conseguir estabilidad.

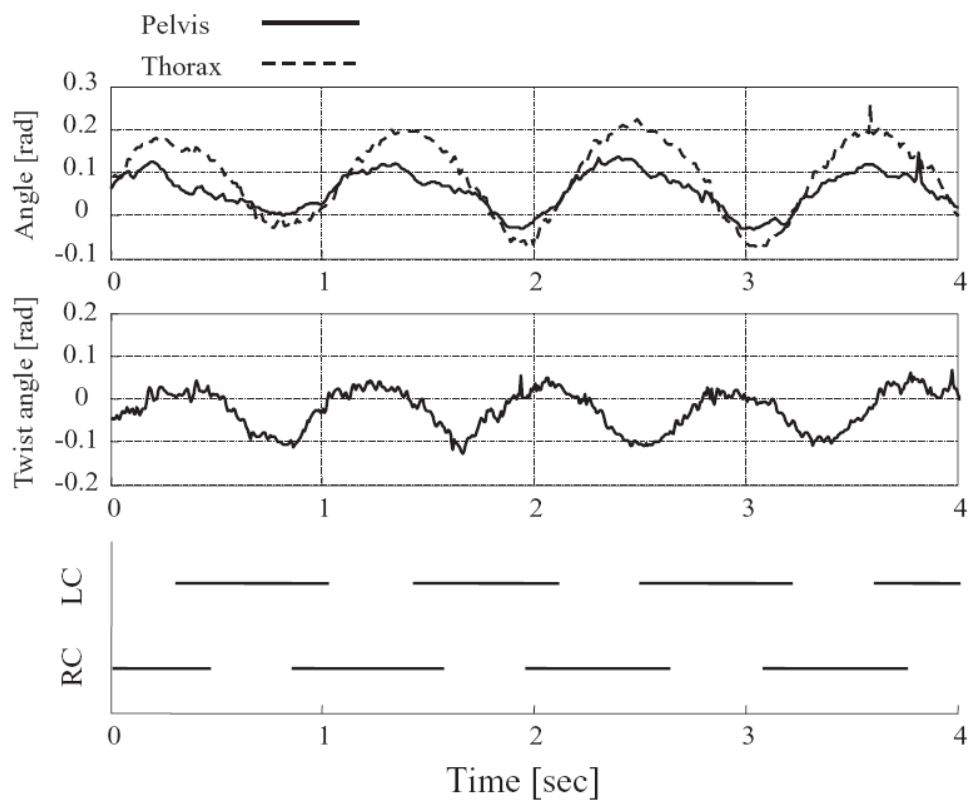
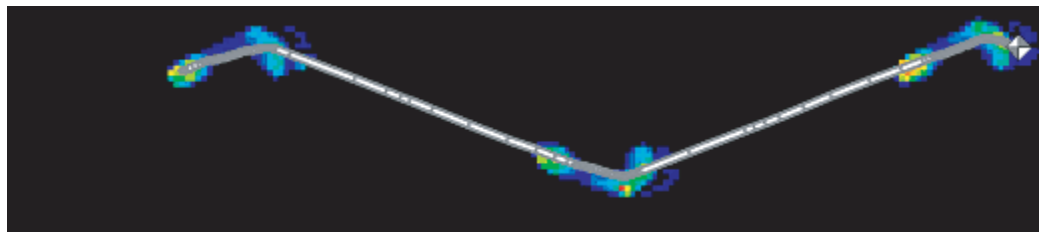
En vista a los estudios realizados al respecto de la marcha y los avances alcanzados en la optimización de la marcha, se puede concluir que la marcha humana no tiene un único patrón. Por ejemplo, en deportes donde es importante mantener constante la dirección del tronco se modifica la marcha reduciendo los giros entre cadera y tronco, y esto consigue una marcha eficiente pero no considerada normal.

En las figuras 3.7 y 3.8 se describen las posiciones de los pies, la transferencia del centro de presión y giro de tronco y pelvis durante una marcha normal y otra con giros de cadera y troncos reducidos..



(a) Normal Walk

Fig.3.7. Análisis de la rotación de la pelvis y el tronco durante una marcha normal, siendo el giro entre pelvis y tronco (Twist angle) la diferencia entre el giro de la pelvis y el tronco. RC hace referencia al contacto del pie derecho y LC al contacto del pie izquierdo. Información obtenida de : "Momentum compensation for the fast dynamic walk of humanoids based on the pelvic rotation of contact sport athletes. Jun Ueda et Al."



(b) Trunk-twistless Walk

Fig.3.8. Análisis de la rotación de la pelvis y el tronco durante una marcha con giro entre tronco y pelvis reducida, siendo el giro entre pelvis y tronco (Twist angle) la diferencia entre el giro de la pelvis y el tronco. RC hace referencia al contacto del pie derecho y LC al contacto del pie izquierdo. Información obtenida de : "Momentum compensation for the fast dynamic walk of humanoid based on the pelvic rotation of contact sport athletes. Jun Ueda et Al."

La marcha de un robot humanoide pretende asemejarse a la marcha humana mediante la réplica de la respuesta instintiva del cerebro humano en el software del robot. Durante la marcha, el robot deberá controlar el centro de gravedad mediante fuerzas de inercia o el movimiento de articulaciones que lo desplacen. Para conseguir el control de la marcha del robot humanoide se controlan dos parámetros básicos: el punto de momento cero (ZMP según sus siglas en inglés) y el centro de presiones (COP según sus siglas en inglés).

El punto de momento cero (ZMP) coincide con el punto de intersección entre el firme de apoyo con la recta imaginaria en la dirección de las fuerzas que afectan al cuerpo del robot, excluida la reacción con el firme.

El centro de presiones (COP) identifica puntualmente el apoyo y se desplaza entre los pies del robot según avanza la marcha..

La distancia entre el COP y el ZMP marca el equilibrio del robot durante la marcha, debiendo el ZMP localizarse dentro de la zona de presión de los pies del robot. Al distanciarse del COP y localizarse fuera de la región comprendida entre los apoyos del robot aparecerá un momento que puede desequilibrar el robot o en caso contrario puede forzarse para compensar un desequilibrio.

En la figura figura3.9 puede verse un esquema desarrollado en un estudio de Honda para el control de la marcha de su robot humanoide ASIMO. En dicho estudio se consigue el equilibrio del robot controlando el punto ZMP mediante pequeñas aceleraciones en la marcha que permiten modificar la fuerza de inercia del cuerpo y aproximar el ZMP al COP. Con este método de control se consigue compensar las desigualdades del terreno y modificar la posición del ZMP planificado por el sistema de control con el avance acelerado del cuerpo.

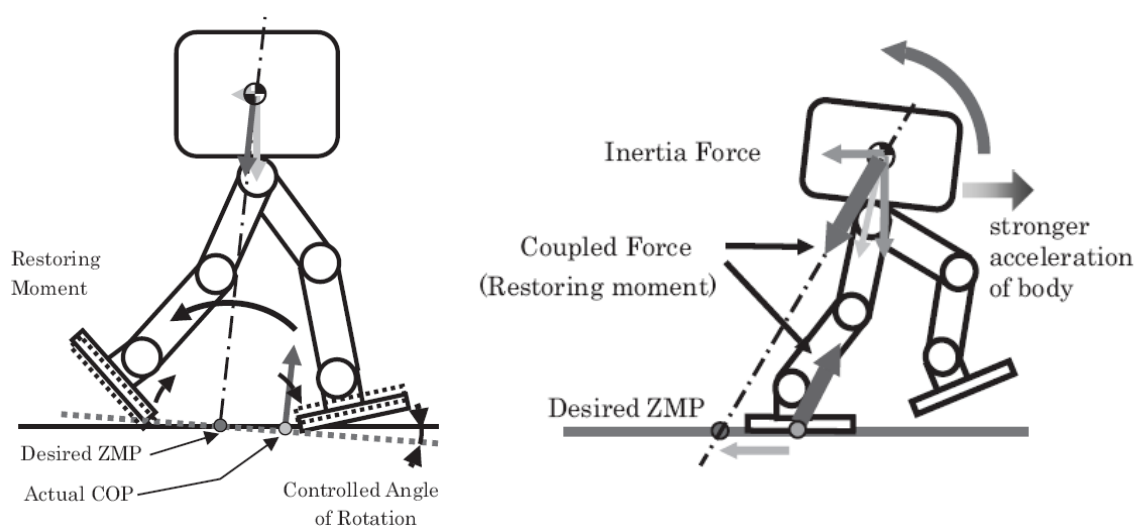


Fig. 3.9. Representación de dos fases de la marcha en un robot humanoide . Imagen extraída de un estudio de Wako Research Centre, Honda R&D realizado por Toru Takenata. En las dos fases esquematizadas, se definen dos parámetros: ZMP (Zero Moment Point) y COP (Centre of Pressure) que define el apoyo del robot en el suelo.

Los movimientos finales del robot serán gobernados por los grados de libertad en las articulaciones del robot y por el programa de control. Independiente del modo en el que se desarrolle la marcha, los momentos generados durante la suspensión de la pierna en la fase de balanceo se deberán compensar con un momento transmitido por la columna del robot a la pelvis artificial. Los movimientos del tronco y las articulaciones superiores serán los generadores de los momentos compensadores junto a pequeñas fuerzas de inercia generadas por las aceleraciones que se generan durante el avance como en la rotación del cuerpo. En la figura 3.10 se puede ver una simplificación de los momentos que se compensan entre el generado por la carga de la pierna en suspensión y el transmitido por la cadera.

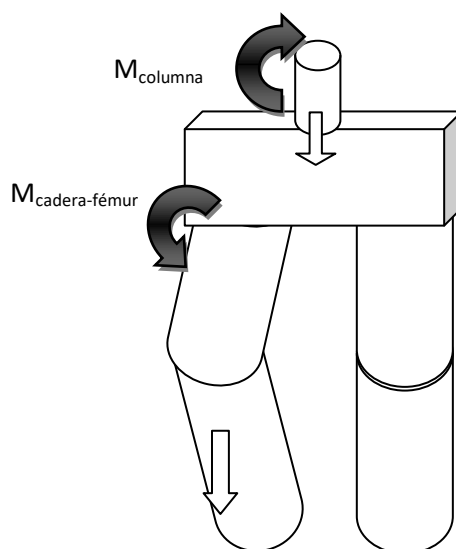


Fig.3.10 Representación del modelo utilizado para la validación de la cadera del robot humanoide RH2, donde $M_{cadera-fémur}$ es el momento generado por la pierna en suspensión sobre la cadera en consecuencia de fuerzas gravitatorias e inerciales no centradas y $M_{columna}$ el momento que compensa el balanceo por rotación del tronco. La pierna apoyada soportará momentos en tanto en cuanto exista el desplazamiento lateral de la cadera por rotación de los tobillos.

4. Materiales compuestos.

Los avances en tecnología de materiales compuestos han creado nuevos productos con propiedades muy mejoradas respecto a las que tendría cada uno de los materiales componentes por separado. Estos avances se alcanzaron como consecuencia de las mejoras técnicas en combinación de materiales sencillos y obtención de nuevos materiales simples de forma artificial.

Estos materiales compuestos suelen clasificarse en tres tipos:

- **Matriz reforzada por partículas:** En la matriz se introducen distintos materiales que mejoran las propiedades físicas.
- **Matriz reforzada con fibras de material distinto:** Se introducen fibras de un material dentro de la matriz, pudiendo estar estas orientadas. La ventaja de utilizar fibras completas es una menor densidad de dislocaciones y el aumento de resistencia aproximadamente 3 órdenes de magnitud. Según la longitud de las fibras se pueden dividir en tres tipologías:
 - o **Wiskers:** Monocristales delgados con pequeños diámetros que les otorgan una gran perfección cristalina, con pocos defectos y grandes valores de resistencia. Su coste actual es elevado, tanto en la producción de los cristales como en la incorporación a la matriz.
 - o **Fibras:** Son policristalinos o amorfos de diámetro pequeño.
 - o **Alambres metálicos:** Tienen diámetros grandes, generalmente de acero, molibdeno o tungsteno.
- **Compuestos laminados:** Se combinan diferentes láminas con diferentes propiedades y que están unidas unas a otras. Estas láminas pueden ser algunos también materiales compuesto descritos anteriormente

Una de las formas más comunes, y que más se están desarrollando, es la matriz polimérica reforzada por fibras continuas. Se aprovechan las mejores cualidades de las fibras, que son rigidez y resistencia, mientras que la matriz se relega a la función de transmisión de fuerzas entre fibras y a su fijación. Los principales productos son la fibra de carbono y la fibra de vidrio.

Las mejoras que se tienen con estos materiales compuestos frente a otros sencillos son las siguientes:

- Alta tenacidad a la fractura, junto a un alto módulo de elasticidad y resistencia a la compresión.
- Alto límite de fatiga.
- Alta rigidez.
- Baja densidad.
- Resistencia a la corrosión.

- Resistencia al desgaste.
- Alto aislamiento térmico y acústico.
- Facilidad para adaptar su forma durante la fabricación.

Las propiedades de estos materiales se puede modificar mediante el proceso de fabricación. Un parámetro para la caracterización de los materiales compuestos es el porcentaje de refuerzo o matriz, tanto en volumen o masa, que forman el material compuesto.

En la tabla 4.1, se puede ver como varía la relación de volumen de refuerzo según los distintos procesos de fabricación, pero incluso la distribución de las fibras puede compactarse si estas se distribuyen de forma hexagonal o cuadrada según se muestra en la figura 4.1 y la tabla 4.2.

Tabla.4.1 – Volumen de refuerzo según proceso de fabricación.

| Proceso de fabricación: | Relación de volumen de refuerzo (%): |
|-------------------------------|--------------------------------------|
| Contacto | 30 |
| Presión | 40 |
| Enrollamiento continuo | 60-85 |
| Bolsa de vacío | 50-80 |

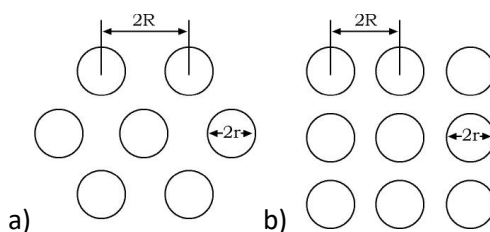


Fig.4.1. Posibles distribuciones de fibras. Hexagonal (a) y Cuadrada (b)

Tabla.4.2 – Volumen de refuerzo según distribución de fibras.

| Tipo de distribución | Volumen de refuerzo: |
|----------------------|--|
| Hexagonal | $V_f = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} \left(\frac{r}{R}\right)^2$ |
| Cuadrada | $V_f = \frac{\pi}{4} \left(\frac{r}{R}\right)^2$ |

Las propiedades macroscópicas del material compuesto, serán una combinación de los materiales que lo componen (refuerzo y matriz). Estas puede calcularse y son la suma de las propiedades individuales ponderadas con la relación de volumen, según se muestra en las ecuaciones ECU.4.1 y ECU.4.2, donde E_1 se corresponde a la propiedad del material compuesto en la dirección de las fibras de refuerzo y E_2 en la dirección perpendicular de la fibra (en la figura 4.2 se muestra un esquema de las direcciones de una lámina de material compuesto).

$$E_1 = E_f \cdot V_f + E_m \cdot (1 - V_f) \quad \text{ECU.4.1}$$

$$E_2 = E_m \left(\frac{1}{(1-V_f) + \frac{E_m V_f}{E_f}} \right) \quad \text{ECU.4.2}$$

La composición no homogénea del material, genera propiedades anisotrópicas que deben tenerse en cuenta durante el diseño. En el caso de un material compuesto laminar reforzado por fibras, son fácilmente reconocibles las direcciones principales a lo largo del material: dirección de las fibras, paralela a la lámina y perpendicular a las fibras y normal a la lámina (en la figura 4.2 aparecen las direcciones esquematizadas).

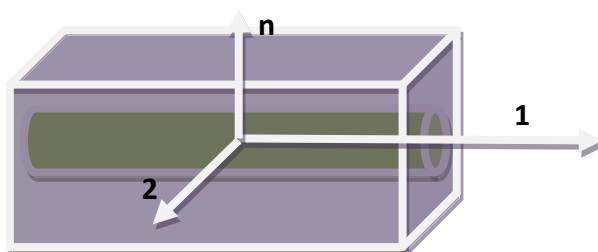


Fig.4.2. Detalle de lámina de material compuesto, donde el refuerzo son fibras en la que se muestra la dirección 1 paralela a las fibras de refuerzo, la dirección 2 paralela a la superficie de la lámina y perpendicular a la dirección de las fibras y la dirección n, perpendicular a la lámina.

De modo similar, se puede llegar a la conclusión del nuevo coeficiente de Poisson, que indicará las deformaciones en direcciones perpendiculares a otra deformación que puede estar provocada por una tensión según la expresión ECU.4.3. La expresión para calcular el coeficiente de Poisson resultante de la combinación de una fibra y matriz aparece en la expresión ECU.4.4, donde ν_{21} es el coeficiente de Poisson que relaciona las dos direcciones según el volumen de refuerzo V_f de la combinación de materiales.

$$\nu_{21} = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad \text{ECU.4.3}$$

$$\nu_{21} = \nu_f \cdot V_f + \nu_m \cdot (1 - V_f) \quad \text{ECU.4.4}$$

A su vez, el coeficiente de Poisson en dos direcciones perpendiculares estarán relacionadas entre sí por el módulo de elasticidad según ECU.4.5.

$$\frac{\nu_{12}}{E_2} = \frac{\nu_{21}}{E_1} \quad \text{ECU.4.5}$$

El módulo de rigidez transversal (G_{xy}), relevante en casos de cizalladura, también es calculable mediante las propiedades individuales de los componentes. De un modo semejante a los anteriores cálculos, se obtiene una rigidez transversal que combina los efectos de la cizalladura sobre la fibra (siendo G_f el valor de su rigidez transversal) y la matriz (siendo G_m el valor de su rigidez transversal). El cálculo del nuevo módulo de rigidez transversal se indica en la expresión ECU.4.6.

$$G_{21}=G_{12} = G_m \cdot \left(\frac{1}{V_m + V_f \cdot \frac{G_m}{G_f}} \right) \quad \text{ECU.4.6}$$

También es posible determinar el módulo de elasticidad en cualquier dirección, sin que está coincida con las direcciones principales (dirección de la fibra y perpendicular). En la expresión ECU 4.7 se indica cómo afecta el ángulo de la dirección al módulo de elasticidad (en la figura 4.3 se esquematizan las direcciones principales respecto a la alternativa):

$$E_x = \frac{1}{\frac{\cos^4 \theta}{E_1} + \frac{\sin^4 \theta}{E_2} + 2 \cos^2 \theta \sin^2 \theta \left(\frac{1}{2G_{12}} - \frac{\nu_{21}}{E_1} \right)} \quad \text{ECU.4.7.}$$

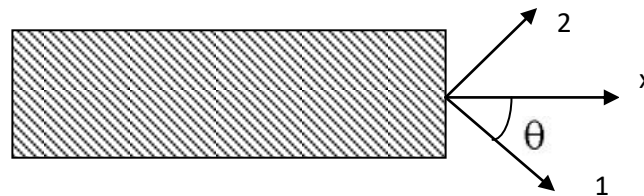


Fig.4.3 Esquema con las direcciones utilizadas en la ECU 4.7 para calcular las propiedades del material compuesto en una dirección no principal.

Estas fibras no son siempre de la longitud total de la lámina, en este caso se considera una eficiencia en las propiedades finales del compuesto. Este rendimiento puede calcularse mediante diversos modelos que lo estiman (Ecuaciones 4.8, 4.9, 4.10, 4.11):

-Cox:

$$\eta_L = 1 - \frac{\tanh\left(\frac{1}{2} \cdot \beta \cdot L\right)}{\frac{1}{2} \cdot \beta \cdot L}$$

ECU.4.8. Rendimiento longitudinal del modelo de Cox.

$$\beta = \left(\frac{2 \cdot G_m}{E_f \cdot r^2 \cdot \ln\left(\frac{R}{r}\right)} \right)$$

ECU.4.9. Factor β para cálculo del modelo de Cox.

-Halpin-Tsai:

$$\eta_L = \frac{\frac{E_f}{E_m} - 1}{\frac{E_f}{E_m} + \frac{L}{r}}$$

ECU.4.10 Rendimiento longitudinal.

$$\eta_T = \frac{\frac{E_f}{E_m} - 1}{\frac{E_f}{E_m} + 2}$$

ECU.4.11 Rendimiento transversal.

Otra propiedad alterada por rendimiento es la homogeneidad en la dirección de las fibras, que varía fácilmente en el caso de fibras cortas. El modelo de Krenchel esquematiza este rendimiento según distintas distribuciones de fibras cortas como se detalla en la Fig.4.4.



Distribución unidireccional.
 $\eta_o = 1$ en la dirección Z_1
 $\eta_o = 0$ en la dirección Z_2

Distribución aleatoria plana.
 $\eta_o = 3/8$

Distribución aleatoria en todo el volumen.
 $\eta_o = 1/5$

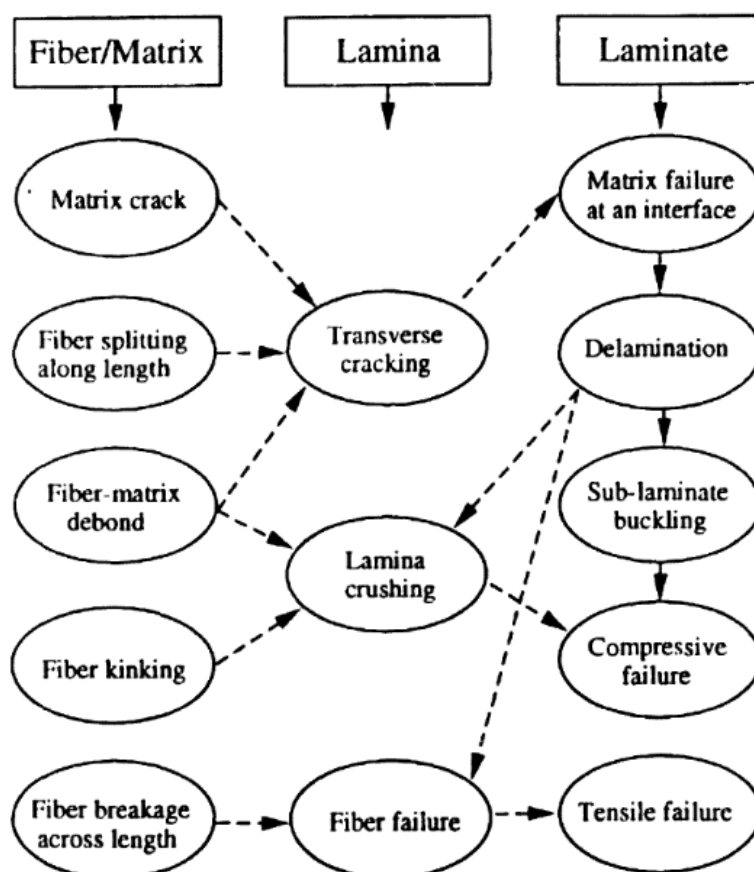
Fuente: H. Krenchel, Fibre Reinforcement, Copenhague: Akamisk Forlag, 1964

Fig.4.4 Distribución de fibras cortas y su rendimiento según la aleatoriedad en la orientación.

En el caso de la distribución aleatoria de pequeñas fibras en todo el volumen, el nuevo material compuesto tendrá unas propiedades mecánicas isotrópicas a cambio de reducir la posibilidad de focalizar toda la capacidad de la fibra en una única dirección.

5. Origen del fallo en materiales compuestos.

Cuando un material llega a un modo de fallo, pierde la mayoría de sus propiedades macroscópicas y no puede hacer frente a los esfuerzos para los que fue diseñado como pieza. Es un momento crítico y se debe tener en cuenta a la hora del diseño. Los fallos en los materiales compuestos pueden evolucionar o combinarse, pero además los orígenes son diversos. En la figura 5.1 se muestra un resumen de los fallos típicos y la evolución de estos según el nivel de la estructura. Las herramientas de análisis por elementos finitos son una útil herramienta para identificar la ocurrencia de estos fallos.



Fuente: Finite element analysis of composite laminates. O.O. Ochoa and J.N.Reddy

Fig.5.1 Fallos de materiales compuesto según la escala del fallo.

Uno de los fallos más comunes en los materiales compuestos es por rotura de la matriz al ser el componente más débil. También es común la separación entre fibra y matriz, con lo que la fibra pierde el contacto con la matriz y no puede transmitir sus propiedades. Una vez originado un primer fallo, este puede evolucionar, propagarse y afectar a más niveles de la estructura.

Los parámetros básicos a tener en cuenta para definir el criterio de rotura de los materiales compuestos se definen en la tabla 5.1 (donde la dirección de las tensiones se esquematizan en la figura 5.2)

Tabla 5.1. Criterio de rotura por tensión de materiales compuestos.

| | | | |
|-----------|---|----------------------|--|
| Estado 3D | Lámina Donde 1 es la dirección de la fibra y 2 la transversal. | Tracción | $\sigma_1 \leq X_T; \sigma_2 \leq Y_T$ |
| | | Compresión | $\sigma_1 \geq -X_C; \sigma_2 \geq -Y_C$ |
| | | Resistencia al corte | $ \sigma_6 \leq T$ |
| | | Tracción | $\sigma_3 \leq Z_T$ |
| | | Compresión | $\sigma_3 \geq -Z_C$ |
| | | Resistencia al corte | $ \sigma_4 \leq R; \sigma_5 \leq S$ |

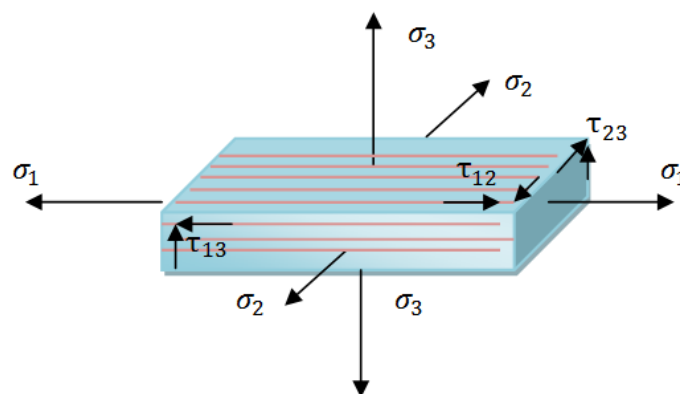


Fig.5.2. Dirección de las tensiones características sobre un material compuesto con fibras monodireccionales. Las siguientes expresiones son equivalentes $\sigma_6 = \tau_{12}$; $\sigma_4 = \tau_{23}$; $\sigma_5 = \tau_{13}$

De la misma manera se puede definir un criterio de deformación máxima mediante experimentación o a partir de las tensiones críticas de la tabla anterior..

Como dato se indican los valores críticos de rotura para un material compuesto de fibra de carbono en la tabla 5.2:

Tabla 5.2. Propiedades fibra de carbono

| Propiedades y criterio de fallo de un compuesto con fibra de carbono- Epoxi 60% en volumen | | | | | | |
|--|---------|---------|---------|---------|----------------------|----------------------|
| Densidad (kg/m3) | Xt(MPa) | Xc(MPa) | Yt(MPa) | Yc(MPa) | E ₁ (GPa) | E ₂ (GPa) |
| 1530 | 1270 | 1130 | 42 | 141 | 134 | 7 |

6. Criterio de fallo Tsai-Hill

Los estudios realizados por Hill para formular una expresión que determine el criterio de plastificación mediante unos parámetros denominados F, G, H, L, M y N para materiales anisótropos (que adaptado a materiales isótropos sería equivalente al valor de Von Mises) tuvo como resultado la ecuación 6.1. .

$$(G + H)\sigma_x^2 + (F + H)\sigma_y^2 + (F + G)\sigma_z^2 - 2H\sigma_x\sigma_y - 2G\sigma_x\sigma_z - 2F\sigma_y\sigma_z + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{xz}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad \text{ECU.6.1}$$

A partir de la expresión anterior, se desarrolló el criterio de Tsai-Hill, donde el trabajo de Tsai relacionó los parámetros de plastificación con los criterios de fallo (X, Y, Z, S, R, T según tabla 5.1). El proceso se reducía a obtener los valores de los parámetros de plastificación mediante la resolución de la expresión de Hill cuando se aplicaba cada una de las tensiones críticas.

En base a los trabajos de Tsai, si simplificamos la expresión a una lámina plana con cargas longitudinales y transversales a las fibras, la expresión queda según la ecuación 6.2:

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} + \frac{\tau_{12}^2}{T^2} = 1 \quad \text{ECU.6.2}$$

Siendo X el valor de X_T cuando σ_1 es una tensión de tracción, o X_C cuando es de compresión. De igual forma Y con respecto a σ_2 .

En la figura 6.1 se compara como se adapta el criterio de fallo de Tsai-Hill respecto a los valores de máxima tensión. Puede verse como se altera la envolvente al combinarse tensiones en diferentes direcciones.

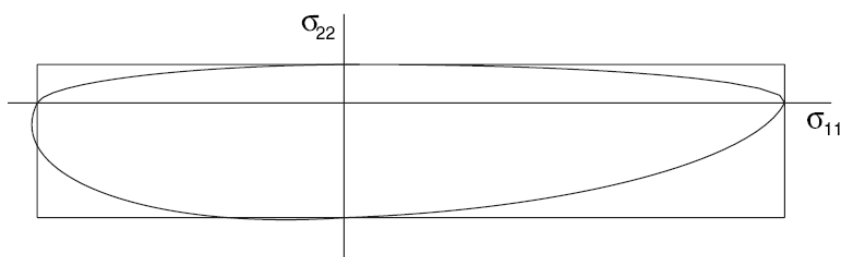


Fig 6.1. Comparativa entre el criterio de fallo de Tsai-Hill y la envolvente de máxima tensión de fallo para una misma placa de material soportando una tensión cortante definida. Imagen extraída del manual del Software FEM ABAQUS..

7. Criterio de fallo Azzi-Tsai-Hill

Una variación del criterio de fallo de Tsai-Hill es la sustitución del producto de la tensión longitudinal y perpendicular respecto a las fibras por el valor absoluto del producto. Este criterio de fallo es denominado Azzi-Tsai-Hill, y la ecuación que define esta teoría es ECU.7.1.

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} - \frac{|\sigma_1\sigma_2|}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} + \frac{\tau_{12}^2}{T^2} = 1 \quad \text{ECU.7.1}$$

La envolvente de fallo se modifica respecto a la teoría de Tsai-Hill en las zonas en las σ_1 y σ_2 tienen signos opuestos según se muestra en la figura Fig. 7.1

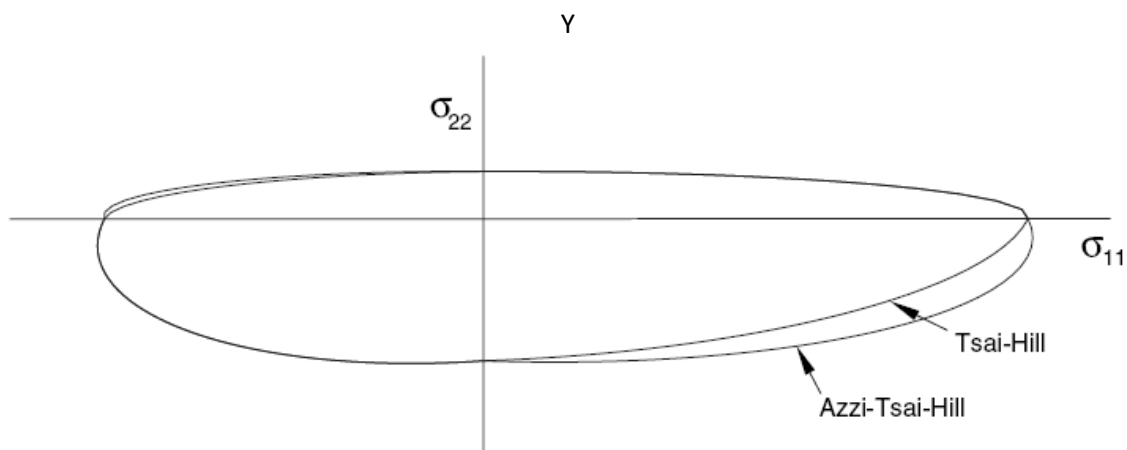


Fig.7.1. Comparativa entre el criterio de fallo de Tsai-Hill y Azzy-Tsai-Hill para una misma placa de material soportando una tensión cortante definida. Imagen extraída del manual del Software FEM ABAQUS.

8. Criterio de fallo Tsai-Wu

Los trabajos en la formulación del criterio de fallo continuaron con los trabajos de Tsi-Wu. Se adaptó la formulación a la ecuación 8.1, siendo una particularización del criterio general de Hill mostrado en el capítulo anterior..

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j \leq 1 \text{ siendo } i, j = 1, 2, \dots, 6 \quad \text{ECU.8.1}$$

Para los casos de cargas bidimensionales sobre láminas, se puede simplificar la expresión de Tsai-Wu según la ecuación ECU.8.2:

$$F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_6 \sigma_6 + F_{11} \sigma_1^2 + F_{22} \sigma_2^2 + F_{66} \sigma_6^2 + 2F_{12} \sigma_1 \sigma_2 = 1 \quad \text{ECU.8.2.}$$

$$F_1 = \frac{1}{X_t} + \frac{1}{X_c}; F_2 = \frac{1}{Y_t} + \frac{1}{Y_c}; F_{11} = \frac{1}{X_t X_c};$$

$$F_{22} = \frac{1}{Y_t Y_c}; F_{66} = \frac{1}{T^2}; F_{12} = f \sqrt{F_{11} F_{22}}$$

$$-1 \leq f \leq 1$$

Resueltos los parámetros F, el valor de F12 será función de los criterios de fallo (X,Y) y del valor de la tensión biaxial, que aplicada a la vez en los ejes transversales y longitudinales a las fibras producen el fallo, o como se ha mostrado en la expresión anterior, un valor f que inicialmente será cero y se utilizará en sustitución de la tensión biaxial si es desconocida. La tensión biaxial puede obtenerse experimentalmente o calculada con el criterio de von Mises, mediante la suposición de que la formulación del criterio de Tsai-Wu se está aplicando sobre un material metálico isótropo.

En la figura 8.1 se compra la envolvente hasta fallo de Tsai-Wu con la de Tsai-Hill del capítulo anterior. Puede verse como la envolvente se ve alterada según sea la combinación de las dos direcciones, si ambas son de tracción, compresión o combinación, como ya empezó a considerarse con la teoría de Azzi-Tsai-Hill,

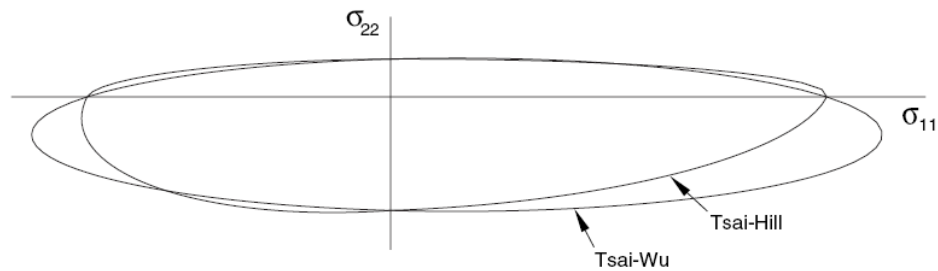


Fig.8.1. Comparativa entre el criterio de fallo de Tsai-Hill y Tsai-Wu para una misma placa de material soportando una tensión cortante definida. Imagen extraída del manual del Software FEM ABAQUS.

Cada vez se consigue una aproximación mejor a los resultados experimentales, pero como en este caso con el criterio de Tsai-Wu, la formulación tiene componentes que no son tan sencillos de resolver.

Es importante tener en cuenta que en los criterios de fallos vistos (Tsai-Wu, Azzi-Tsai-Hill o Tsai-Hill) no se tiene en cuenta la predicción de modos de fallos como el de fibra, matriz o adhesión entre matriz y fibra.

9. Inicio y propagación de daños en materiales compuestos de fibra monodireccional. Criterio Hashin.

Otro criterio para analizar el fallo en materiales compuestos es el desarrollado a partir de la teoría de Hashin. Esta teoría es válida para compuestos unidireccionales y para ello considera cuatro distintos tipos de inicio del fallo:

- Tracción en fibras.
- Compresión en fibras.
- Tensión en la matriz.
- Compresión en la matriz.

Al tenerse en cuenta dos fases en el fallo, inicio y propagación, se analiza el criterio de fallo posterior al inicio de los daños sobre el material. Para aplicar este criterio se modifica el valor de las tensiones existentes sobre matriz y fibra mediante una matriz correctora que evalúa los daños según la ecuación 9.1.

$$\hat{\sigma} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-d_f)} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{(1-d_m)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_s)} \end{bmatrix} \sigma \quad \text{ECU.9.1}$$

d_f se corresponde a los daños en la fibra para el estado de carga (tracción d_f^t o compresión d_f^c).

d_m se corresponde a los daños en la matriz para el estado de carga (tracción d_m^t o compresión d_m^c).

$d_s = 1 - (1 - d_f^t)(1 - d_f^c)(1 - d_m^t)(1 - d_m^c)$ se corresponde al estado de daños ante cargas cortantes.

La evaluación del daño se realiza según la ecuación 9.2, donde δ_{eq}^0 es la deformación a partir de la que se comienzan a originar defectos y δ_{eq}^f es la deformación final en la que el defecto es total y el material no es capaz de soportar la carga debido a los daños. En la figura Fig.9.1 se describe la evolución de la tensión soportada según la deformación y en la figura 9.2 se muestra la evolución del valor de daño

$$d = \frac{\delta_{eq}^f(\delta_{eq} - \delta_{eq}^0)}{\delta_{eq}(\delta_{eq}^f - \delta_{eq}^0)} \quad \text{ECU. 9.2}$$

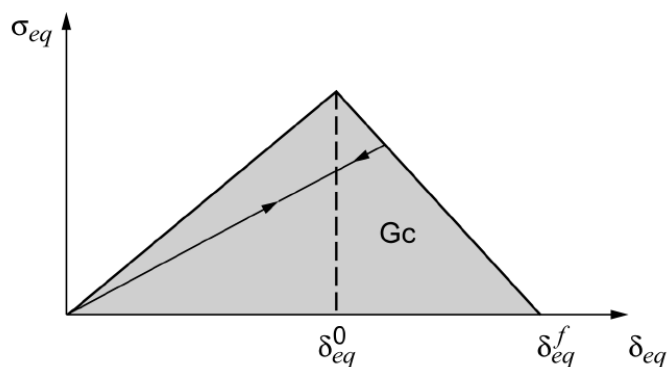


Fig.9.1 Tensión equivalente correspondiente a la deformación equivalente y donde aparece el parámetro G_c que se corresponde al área del triángulo desde la deformación nula hasta la deformación de fallo final. Una vez superada la deformación de inicio de fallo, la tensión equivalente que soporte el material se modificará con un nuevo pico de menor altura situado en la máxima deformación equivalente que se ha alcanzado anteriormente.

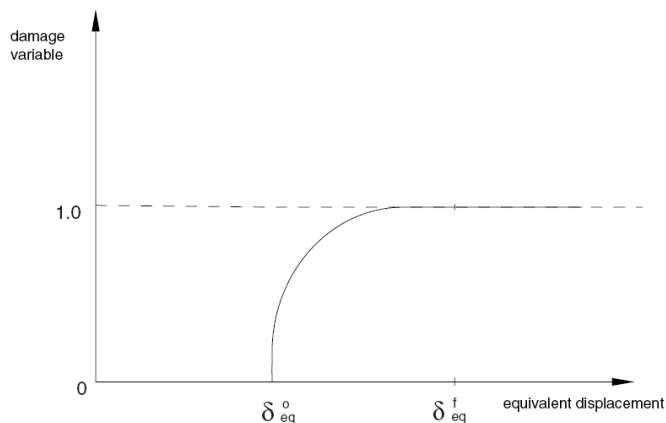


Fig.9.2 Evolución del valor de daño según la deformación aplicando la ecuación ECU.9.2

En la figura FIG.9.3 pueden verse los recorridos en el triángulo de tensiones-deformaciones equivalentes bajo los efectos de 3 de los 4 modos de fallo.

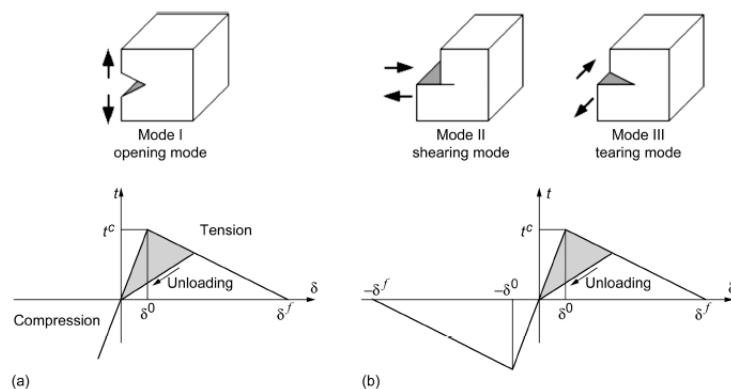


Fig.9.3 Ejemplo del recorrido de la tensión equivalente según el modo de fallo I (a) o modo de fallo II o III (b).

Los valores de tensiones y deformaciones equivalentes en la lámina de material compuesto monodireccional serían definidos según las ecuaciones de la tabla 9.1.

Tabla 9.1 Cálculo de valores de deformación equivalente y tensión equivalente de lámina de material compuesto de fibra monodireccional.

| | Fibra | Matriz |
|--|---|--|
| Tracción | $\delta_{eq}^{ft} = L^c \sqrt{\langle \varepsilon_{11} \rangle^2 + \alpha \varepsilon_{12}^2},$ $\sigma_{eq}^{ft} = \frac{\langle \sigma_{11} \rangle \langle \varepsilon_{11} \rangle + \alpha \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{ft} / L^c},$ | $\delta_{eq}^{mt} = L^c \sqrt{\langle \varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2},$ $\sigma_{eq}^{mt} = \frac{\langle \sigma_{22} \rangle \langle \varepsilon_{22} \rangle + \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{mt} / L^c}.$ |
| Compresión | $\delta_{eq}^{fc} = L^c \langle -\varepsilon_{11} \rangle,$ $\sigma_{eq}^{fc} = \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle \langle -\varepsilon_{11} \rangle = \langle -\sigma_{11} \rangle}{\delta_{eq}^{fc} / L^c}.$ | $\delta_{eq}^{mc} = L^c \sqrt{\langle -\varepsilon_{22} \rangle^2 + \varepsilon_{12}^2},$ $\sigma_{eq}^{mc} = \frac{\langle -\sigma_{22} \rangle \langle -\varepsilon_{22} \rangle + \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{mc} / L^c}.$ |
| <p>Donde: L^c es la longitud característica. Operador $\langle \rangle$ se corresponde al operador Macaulay que se corresponde a la siguiente operación: $\alpha \in \mathbb{R}$ as $\langle \alpha \rangle = (\alpha + \alpha)/2$.</p> | | |

Aplicando la modificación de las tensiones existentes en el material, se pueden definir los criterios de fallo según el estado de daños del material que tendrían como consecuencia el fallo una vez se alcanzase el valor 1 al aumentar tensiones y cortantes modificados por la matriz de evaluación de daños definida por ECU.9.1.

Las ecuaciones que definen los criterios de inicio de fallo en las capas de material compuesto de fibra monodireccional se resumen en las tablas 9.2 y 9.3 según las cargas ejercidas sobre las láminas de material compuesto.

Tabla.9.2 Criterio de inicio de fallo en lámina de material compuesto de fibra monodireccional sometida a tensiones planas.

| | Criterio de fallo de fibra | Criterio de fallo en matriz |
|------------|---|--|
| Tracción | $F_f^t = \left(\frac{\hat{\sigma}_1}{X_T}\right)^2 + \alpha \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{T}\right)^2$ | $F_m^t = \left(\frac{\hat{\sigma}_2}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{T}\right)^2$ |
| Compresión | $F_f^c = \left(\frac{\hat{\sigma}_1}{X_C}\right)^2$ | $F_m^c = \left(\frac{\hat{\sigma}_2}{2R}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_C}{2R}\right)^2 - 1\right] \left(\frac{\hat{\sigma}_2}{Y_C}\right) + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{T}\right)^2$ |

Tabla.9.3 Criterio de inicio de fallo en lámina de material compuesto de fibra monodireccional sometida a cargas en las tres dimensiones.

| | Criterio de fallo de fibra | Criterio de fallo en matriz |
|-------------------------------|---|--|
| Tracción | $F_f^t = \left(\frac{\hat{\sigma}_1}{X_T}\right)^2 + \alpha \left(\frac{\hat{\tau}_{12}^2 + \hat{\tau}_{13}^2}{T^2}\right)$ | $F_m^t = \left(\frac{\hat{\sigma}_2 + \hat{\sigma}_3}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\hat{\tau}_{23}^2 - \hat{\sigma}_2 \hat{\sigma}_3}{R^2}\right) + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}^2 + \hat{\tau}_{13}^2}{T^2}\right)$ |
| Compresión | $F_f^c = \left(\frac{\hat{\sigma}_1}{X_C}\right)^2$ | $F_m^c = \left(\frac{\hat{\sigma}_2 + \hat{\sigma}_3}{2R}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_C}{2R}\right)^2 - 1\right] \left(\frac{\hat{\sigma}_2 + \hat{\sigma}_3}{Y_C}\right) + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}^2 + \hat{\tau}_{13}^2}{T^2}\right) + \frac{\hat{\tau}_{23}^2 - \hat{\sigma}_2 \hat{\sigma}_3}{R^2}$ |
| Fallo interlaminar Tracción | | $F_i^T = \left(\frac{\sigma_3}{Z_T}\right)^2$ |
| Fallo interlaminar Compresión | | $F_i^C = \left(\frac{\sigma_3}{Z_C}\right)^2$ |

Una vez que el fallo se ha iniciado, la matriz de rigidez se ve modificada por los defectos internos del material, y se puede caracterizar según la ecuación 9.3, donde la tensiones se ven modificadas por los defectos existentes.

$$C_d = \frac{1}{D} \begin{bmatrix} (1-d_f)E_1 & (1-d_f)(1-d_m)v_{21}E_1 & 0 \\ (1-d_f)(1-d_m)v_{12}E_2 & (1-d_m)E_2 & 0 \\ 0 & 0 & (1-d_s)GD \end{bmatrix} \quad \text{ECU 9.3}$$

Donde: $D = 1 - (1-d_f)(1-d_m)v_{21}v_{12}$

Con esta nueva matriz de rigidez se pueden resolver los desplazamientos del material al tener en cuenta los efectos de los defectos según ecuación 9.4:

$$\sigma = C_d \varepsilon \quad \text{ECU.9.4}$$

10. Tecnología actual en fibra de carbono

Debido a la ligereza y resistencia de los materiales compuestos, se está incrementando su uso en el mundo actual y esto propicia un mayor desarrollo en su conocimiento y tecnología de fabricación.

El mundo aeronáutico es uno de los grandes demandantes, y se reemplazan aleaciones ligeras por este tipo de material allá donde es posible o viable con la tecnología actual. Sus principales características demandadas son una menor corrosión (aunque los efectos por degradación siguen en estudio), resistencia a la fatiga y ligereza. Aunque bien es cierto que debido a los requisitos de seguridad que demanda el mundo aeronáutico la introducción debe ser realizada con garantías y suficientemente estudiada o experimentada.

Otros medios de transportes donde la velocidad de innovación es más rápida, incorporan estos materiales más rápidamente (automóvil, trenes, ..) y de igual manera, otros sectores como los deportes, la industria o la construcción.

10.1. Planchas comerciales de fibra de carbono.

La difusión de la tecnología de los materiales compuestos ha hecho posible que sea fácil la adquisición de productos comerciales con los que dar solución a muchos de los diseños que se realizan habitualmente. Estos productos tienen distintas dimensiones y cualidades, siendo además posible la adquisición de sencillas formas como tubos o vigas con los que dar respuestas a necesidades estructurales o transporte de fluidos a presión (botellas, tanques o tuberías).

Es posible seleccionar la mejor solución a nuestro diseño dentro de una amplia gama. Además del grosor del material, el tipo de fibra o de matriz, es posible seleccionar un tipo de orientación de fibra que sea el más adecuado para nuestro diseño. Al igual que podemos seleccionar un material con fibras monodireccionales, es habitual encontrar materiales formados por pieles de fibras a 0/90 que da gran rigidez en dos direcciones ortogonales y aumenta la rigidez en el resto de direcciones (ver figura 10.1). Existe la opción de combinar pieles a 0/90 y -45/45 para conseguir una reacción más homogénea en todas las direcciones.



Fig.10.1. Detalle de la distribución de fibras formando un tejido con direcciones 45/-45.

10.2. Fijaciones e insertos.

Existe un punto crítico de diseño al utilizar fijaciones como tornillos o el paso de ejes por piezas de fibra de carbono, que pese a su alta rigidez macroscópica puede sufrir problemas frente a grandes tensiones puntuales que afecten directamente a la matriz o a la unión con la fibra.

Mediante insertos de materiales que aseguren la resistencia a grandes tensiones puntuales, como piezas metálicas, y que permitan la distribución de estas tensiones sobre una mayor superficie del material compuesto, se consigue disminuir tensiones críticas puntuales sobre el material. Además, estos insertos permiten que el roscado de tornillos o piezas desmontables no se realice directamente sobre la fibra de carbono, y evita el deterioro del material compuesto (véase figura 10.2 como ejemplo de insertos comerciales).

Con estos insertos que reducen las tensiones sobre el material compuesto, y el punto crítico de diseño en la fijación pasa a ser el adhesivo. Como adhesivo en material compuesto se puede usar termoestables como la resina epoxi (material generalizado como matriz en materiales compuestos de fibras de carbono). En los casos de utilizar materiales termoplásticos, estos pueden ser soldados por temperatura para conseguir así una mayor continuidad entre las dos piezas fijadas. En este último caso, el inserto debería ser también de un material plástico o deberá estar embebido dentro del material adhesivo aportado.



Fig.10.2. Ejemplo de soluciones comerciales para la protección de materiales plásticos ante fijaciones por tornillo. Entre estos insertos se distingue de izquierda a derecha en la fotografía un inserto autorroscante que se fija en el plástico y lo protege del montaje y desmontaje de tornillos, fijaciones a presión e insertos para orificios cónicos.

En los casos donde se decida prescindir de un inserto más resistente para distribuir tensiones y la fijación sea por tornillo, es recomendable que este tenga un diseño especial que permita reducir las tensiones y el daño durante el apriete. El tornillo deberá tener un paso ancho y un fileteado con altura que penetre más y distribuya mejor la tensión.

11. Simulación FEM

En la fase de diseño o análisis, una herramienta muy extendida en la actualidad son los programas de simulación por métodos de elementos finitos (FEM o FEA de su expresión en inglés: Finite Elements Method or Analysis). La evolución de estos análisis tuvo su impulso con la industria aeronáutica para la que se desarrolló NASTRAN a mediados del siglo XX, aunque se estuvo trabajando previamente también en la ingeniería civil.

Este tipo de software sigue evolucionando y trata de ser solución a múltiples casos, tanto estructurales como de fluidos. Junto a NASTRAN, otros nuevos programas comerciales de reconocido prestigio son: ANSYS y ABAQUS. Aún así, es posible programar propias soluciones, aprovechar programas de cálculo como MATLAB o utilizar otros programas que comienzan a comercializarse.

El software utilizado en este proyecto es ABAQUS, mediante el módulo ABAQUS CAE que permite un rápido preproceso y carga de datos para resolver mediante uno de sus otros dos módulos, ABAQUS/STANDARD y ABAQUS/EXPLICIT.

El proceso de trabajo es semejante a la hora de realizar un análisis por elementos finitos. Una vez que se tiene claro la definición del caso a simular, los datos necesarios se cargan en el programa en la fase de preproceso. Estos datos se pueden resumir en los siguientes puntos:

1. Geometría y propiedades de los elementos: Puede ser un diseño realizado con otro programa de diseño como CATIA o SOLIDWORKS, e incluso, directamente en el programa de simulación como es ABAQUS. Esta geometría puede definir volúmenes, superficies, barras, etc, según se decida adecuado para simplificar el cálculo.
2. Mallado: Consiste en la división del cuerpo o elemento superior en pequeños elementos que son los se utilizarán para realizar el cálculo numérico. Se deberá definir qué tipo de mallado realizar y el orden de estos mallados. En programas como Abaqus se define según el tipo de cálculo (explícito – implícito), la geometría del elemento (hexaedros, tetraedros o cuñas de 5 caras) y el orden de la geometría que permite la utilización de nodos intermedios. En algunos casos puede ser recomendable modificar este mallado durante la simulación, lo que en Abaqus se llama mallados adaptativos.
3. Propiedades del material: En este paso se definen las características del material a simular en el cálculo. Entre las características mecánicas se encuentran el módulo de Young, coeficiente de Poisson, densidad, etc. Es posible definir estas propiedades según la direcciones del material o definir distintos materiales para una combinación de ellos en la simulación.
4. Condiciones de contorno e iniciales: Permite introducir los primeros datos de la simulación aplicados a un caso concreto. Se define cualquier restricción de movimiento o contacto entre elementos. Es posible añadir las condiciones de contorno que permiten la simulación con simetría o antimetría, como también un

desplazamiento o rotación fijo. Además, se pueden incluir condiciones iniciales que pueden ir evolucionando según avanza la simulación.

5. Cargas: En esta fase se añaden las perturbaciones externas que afectarán a los elementos. En un caso mecánico, estas perturbaciones externas pueden ser fuerzas puntuales, presiones, momentos, etc., y se aplicarán sobre nodos o elementos de la simulación (resultantes del mallado).
6. Tipos de análisis: En la fase en la que se define que tipo de problema deberá resolver la simulación por elementos finitos. Algunas de las opciones son, estáticos, dinámicos, de perturbación lineal (usado para análisis modales y otros casos particulares), transferencia de calor, difusión de masa, efectos eléctricos, etc. Aquí se puede definir también el proceso de cálculo como implícito o explícito.
7. Definición de los datos de salida: Es importante definir que información queremos registrar durante la simulación y que datos queremos analizar como resultados.

En la figura FIG.11.1 se puede ver el menú utilizado por ABAQUS CAE para interactuar con el usuario y permitir la introducción de estos datos.

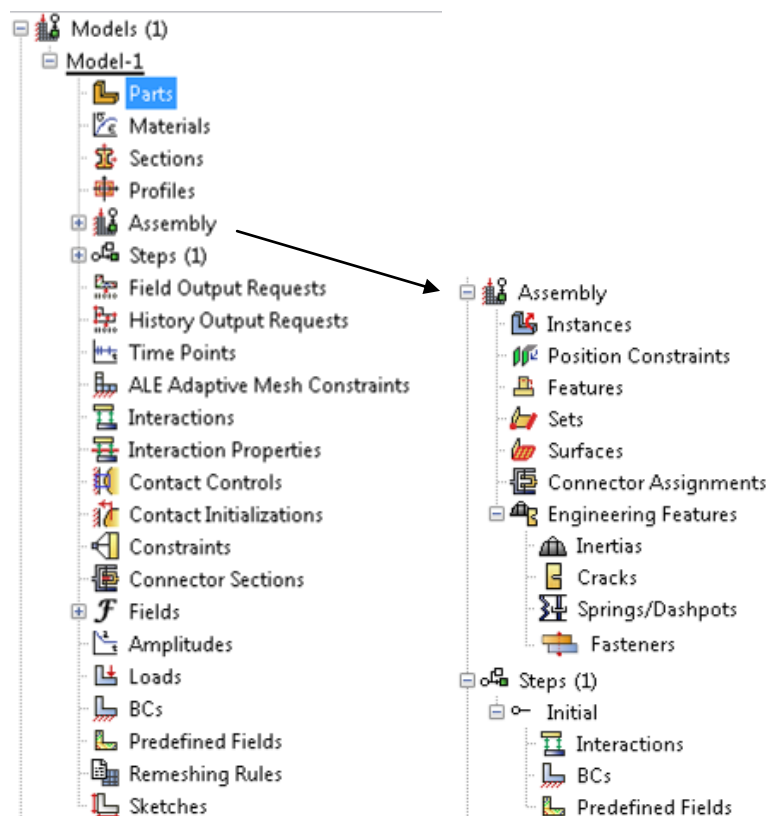


Fig.11.1 Menú ABAQUS CAE para la introducción de datos durante el preproceso y para la definición del tipo de cálculo.

11.1. Cálculo y ecuaciones básicas del análisis por elementos finitos.

El cálculo por elemento finitos permite la resolución de ecuaciones diferenciales parciales distribuidas dentro de un dominio dividido en elementos menores mediante un proceso de mallado que define nodos y elementos. Las ecuaciones de cada elemento se relacionan con las vecinas mediante el ensamblaje de la matriz, que comprende el dominio total y permite la solución posterior del problema.

Las ecuaciones parciales con las que definir el problema mecánico de una manera exacta, llamado método fuerte, se muestran en las siguientes ecuaciones 11.1

- ECU.11.1 Ecuaciones de deformación:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x}; \varepsilon_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y}; \varepsilon_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z}$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; \varepsilon_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}; \varepsilon_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}$$

- ECU.11.2 Ecuaciones constitutivas – Ley de Hooke, que nos permite relacionar las deformaciones con las tensiones presentes en el material:

$$\sigma = c \cdot \varepsilon$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & c_{14} & c_{15} & c_{16} \\ & c_{22} & c_{23} & c_{24} & c_{25} & c_{26} \\ & & c_{33} & c_{34} & c_{35} & c_{36} \\ & & & c_{44} & c_{45} & c_{46} \\ sy. & & & & c_{55} & c_{56} \\ & & & & & c_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix}$$

Estas ecuaciones se simplifican en el caso de materiales isótropos, donde:

$$c = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & c_{11} & c_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & & c_{11} & 0 & 0 & 0 \\ & & & (c_{11} - c_{12})/2 & 0 & 0 \\ sy. & & & & (c_{11} - c_{12})/2 & 0 \\ & & & & & (c_{11} - c_{12})/2 \end{bmatrix}$$

Siendo:

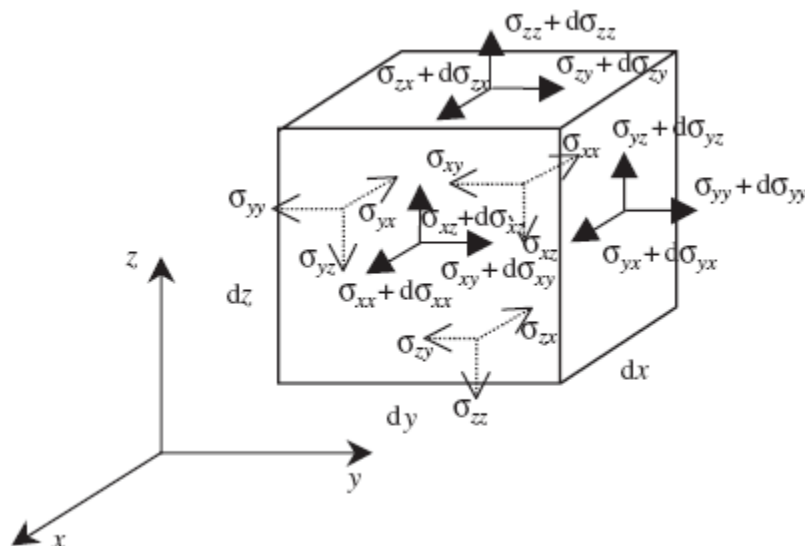
$$c_{11} = \frac{E(1-\nu)}{(1-2\nu)(1+\nu)}; \quad c_{12} = \frac{E\nu}{(1-2\nu)(1+\nu)}; \quad \frac{c_{11} - c_{12}}{2} = \frac{E}{2(1+\nu)} = G$$

- ECU.11.3 Ecuaciones de equilibrio dinámico, que nos permite relacionar las tensiones internas con las fuerzas externas aplicadas, teniendo en cuenta también las fuerzas inerciales de las cargas dinámicas:

$$\frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} + f_x = \rho \ddot{u}$$

$$\frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial z} + f_y = \rho \ddot{v}$$

$$\frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + f_z = \rho \ddot{w}$$



$$d\sigma_{xx} = \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} dx, \quad d\sigma_{yx} = \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial y} dy, \quad d\sigma_{zx} = \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial z} dz$$

Con las ecuaciones mencionadas hasta ahora, se puede resumir el cálculo a la siguiente expresión:

$$\mathbf{L}^T \mathbf{c} \mathbf{L} \mathbf{U} + \mathbf{f}_b = \rho \ddot{\mathbf{U}} \quad \text{ECU.11.4}$$

En los casos estáticos, se puede anular la componente inercial como se muestra en la siguiente expresión:

$$\mathbf{L}^T \mathbf{c} \mathbf{L} \mathbf{U} + \mathbf{f}_b = 0 \quad \text{ECU.11.5}$$

Donde las nuevas expresiones se corresponden a los siguientes valores:

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \partial/\partial x & 0 & 0 \\ 0 & \partial/\partial y & 0 \\ 0 & 0 & \partial/\partial z \\ 0 & \partial/\partial z & \partial/\partial y \\ \partial/\partial z & 0 & \partial/\partial x \\ \partial/\partial y & \partial/\partial x & 0 \end{bmatrix} \quad \mathbf{f}_b = \begin{Bmatrix} f_x \\ f_y \\ f_z \end{Bmatrix} \quad \mathbf{U} = \begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix}$$

La utilización del método fuerte tiene problemas porque exige continuidad en las variables dependientes y para la resolución se utilizan métodos débiles como son los Principios Energéticos y el MWR (Method Weight Residual), que tiene más capacidad para dar solución los casos de la complejidad habitual en estructuras, quedando relegado el método fuerte para realizar una primera aproximación al resultado. Con los métodos débiles se consigue un sistema de ecuaciones discreto que permite obtener una mayor exactitud.

El método débil utilizado en problemas de mecánica de sólidos y estructurales está fundamentado en los Principios Energéticos, siendo el principio de Hamilton, basado en la formulación de William Rowan Hamilton, uno de los más extendido por su simplicidad. Consiste en buscar el desplazamiento que reduce al mínimo la función langraniana (ver ecuación ECU.11.6). Este desplazamiento debe cumplir tres condiciones:

1. Compatibilidad de las ecuaciones o continuidad del desplazamiento en el dominio del problema.
2. Cumplir con las condiciones de contorno y restricciones de movimiento.
3. Condiciones iniciales y finales en las que los desplazamientos sean compatibles con las restricciones.

El principio de Hamilton puede no satisfacer las ecuaciones del método fuerte, pero dará un resultado más preciso, aproximado y capaz de resolverse con la simplicidad suficiente.

$$\delta \int_{t_1}^{t_2} L dt = 0$$

$$L = T - \Pi + W_f \quad \text{ECU.11.6}$$

En la función langraniana, T se corresponde a la energía cinética, Π se corresponde a la energía potencial y W_f es el trabajo realizado por las fuerzas externas. Esta expresión puede descomponerse según la siguiente expresión (ECU.11.7):

$$L = \left(\frac{1}{2} \int_V \rho \dot{U}^T \dot{U} dV \right) - \left(\frac{1}{2} \int_V \varepsilon^T c \varepsilon dV \right) + \left(\int_V U^T f_b dV - \int_{S_f} U^T f_s dS_f \right) \quad \text{ECU.11.7}$$

En la expresión se hace referencia a la posición U, a las fuerzas sobre el volumen V, denominadas f_b y a las fuerzas superficiales como f_s aplicadas sobre una superficie S_f . La componente potencial $\varepsilon^T c \varepsilon$ está explicada en la forma fuerte y añade los efectos de las tensiones internas del volumen sólido.

Las expresiones anteriores se adaptan al campo de elementos finitos mediante las funciones de forma y nos quedarían las siguientes expresiones matriciales por elementos en coordenadas locales:

$$\Pi = \frac{1}{2} d_e^T k_e d_e; \quad \text{ECU.11.8}$$

$$T = \frac{1}{2} \dot{d}_e^T m_e \dot{d}_e; \quad \text{ECU.11.9}$$

$$W_f = d_e^T F_b + d_e^T F_s = d_e^T f_e \quad \text{ECU.11.10}$$

En estas expresiones d_e es la matriz de desplazamientos, K_e la matriz de rigidez, m_e la matriz de masas y f_e la matriz de fuerzas. Con estas expresiones el funcional langraniano queda como en la siguiente expresión:

$$L = \frac{1}{2} \dot{d}_e^T m_e \dot{d}_e - \frac{1}{2} d_e^T k_e d_e + d_e^T f_e \quad \text{ECU.11.11}$$

De tal forma que la nueva expresión del principio de Hamilton será:

$$\delta \int_{t_1}^{t_2} \left(\frac{1}{2} \dot{d}_e^T m_e \dot{d}_e - \frac{1}{2} d_e^T k_e d_e + d_e^T f_e \right) dt = 0 \quad \text{ECU.11.12}$$

Mediante el cálculo y el tercer requisito de Hamilton, que anula las variaciones de movimiento en t_1 y t_2 , se puede simplificar a la ecuación ECU.11.13:

$$\int_{t_1}^{t_2} \delta d_e^T (-m_e \ddot{d}_e - k_e d_e + f_e) dt = 0 \quad \text{ECU.11.13}$$

Siendo reducida la comprobación del principio de Hamilton al mostrado en la siguiente expresión:

$$k_e d_e + m_e \ddot{d}_e = f_e \quad \text{ECU.11.14}$$

Finalmente esta expresión se transforma a coordenadas globales y se puede hacer un ensamblaje en una matriz global que relacione cada una de las matrices que describe cada elemento. Este ensamblaje deberá optimizarse para reducir el tiempo de cálculo y simplificar el proceso, además de reducirse la matriz K con las restricciones de movimiento que tenga el sólido.

$$K D + M \ddot{D} = F \quad \text{ECU.11.15}$$

Desarrollando esta última ecuación (ECU.11.15), se pueden resolver problemas de valores propios o de análisis modal, mediante la anulación de fuerzas externas ($F=0$). Al buscar los valores de las frecuencias propias del sólido, el desplazamiento lo indicaremos en función de la frecuencia (ω) con un desplazamiento de amplitud máxima (A) según la ecuación ECU.11.16-11.17. Aplicando esta expresión del desplazamiento se podrán calcular las frecuencias propias.

$$D = A \exp(i\omega t) \quad \text{ECU.11.16}$$

$$[K - \omega^2 M]A = 0 \quad \text{ECU.11.17}$$

En definitiva, la ecuación a resolver es la de la búsqueda de valores propios ($\lambda = \omega^2$) que cumpla la ecuación con independencia del valor de la amplitud (A). El cálculo de los valores propios (λ) es el mencionado en la ecuación ECU.11.18:

$$\det[K - \lambda M] = |K - \lambda M| = 0 \quad \text{ECU.11.18}$$

Una vez calculado los valores propios, pueden resolverse los vectores de amplitudes para cada una de estas frecuencias (llamados vectores propios).

11.2. Abaqus. Cálculo en respuesta transitoria.

Cuando los casos estudiados presentan fuerzas con dependencia temporal, a veces es necesario utilizar un método distinto al método discreto comentado en los apartados anteriores. La integración directa da respuesta a estas necesidades, aplicando los métodos de elementos finitos para resolver por incrementos de tiempos las ecuaciones anteriores. Al aparecer en estos casos una respuesta transitoria provocada por fuerzas dependientes del tiempo, las ecuaciones se modifican añadiendo un factor de amortiguamiento (ver ecuación ECU.11.19):

$$K \ddot{D} + C \dot{D} + M \ddot{D} = F \quad \text{ECU.11.19}$$

Este método es el utilizado por programas comerciales de elementos finitos como ABAQUS. Podemos hablar de dos técnicas distintas:

-Método implícito (ABAQUS/ STANDARD): Es indicado para casos estáticos o dinámicos de baja velocidad. La metodología que se utiliza en ABAQUS está basada en el método de Newmark adaptado con el operador definido por Hilber, Hughes y Taylor.

-Método explícito (ABAQUS/EXPLICIT): Es indicado para análisis para casos dinámicos de alta velocidad como impactos o comportamientos no lineales como los contactos.

Método implícito.

La técnica implícita, basada en el método de Newmark se basa en la siguiente expresión que define los desplazamientos con el incremento de tiempo mediante unas constantes de amortiguamiento definidas durante el análisis:

$$D_{t+\Delta t} = D_t + (\Delta t)\dot{D}_t + (\Delta t)^2 \left[\left(\frac{1}{2} - \beta \right) \ddot{D}_t + \beta \ddot{D}_{t+\Delta t} \right] \quad \text{ECU.11.20}$$

$$\dot{D}_{t+\Delta t} = \dot{D}_t + (\Delta t) \left[(1 - \gamma) \ddot{D}_t + \gamma \ddot{D}_{t+\Delta t} \right] \quad \text{ECU.11.21}$$

Estas expresiones que definen el desplazamiento y velocidad según Newmark, se incorporan al operador definido por Hilber, Hughes y Taylor. En ABAQUS es adaptada la combinación con la expresión de la ecuación ECU.11.22, que vuelve a incluir el término lagrangiano con todas las fuerzas asociadas.

$$M \ddot{D}_{t+\Delta t} + (1 + \alpha)(K D_{t+\Delta t} - F_{t+\Delta t}) - \alpha(K D_t - F_t) + L_{t+\Delta t} = R^N|_{t+\Delta t} \quad \text{ECU.11.22}$$

En la expresión ECU.11.22 se deberá reducir el valor residual $R^N|_{t+\Delta t}$ mediante el control de los intervalos de tiempo. Hibbitt y Karlsson utilizan el concepto de valor residual de medio intervalo $R^N|_{t+\frac{\Delta t}{2}}$, con el que se debe conseguir controlar que su valor se sitúe con un límite de 10 veces las cargas del caso para garantizar consistencia y una precisión aceptable, y hasta 100 veces las cargas para aceptar resultados de efectos básicos sobre el sólido como la deformación.

Gracias a los coeficientes existentes se puede controlar la amortiguación tomando su valor máximo para $\alpha = -\frac{1}{3}$. Mediante la amortiguación reducimos el ruido que se introduce durante el cálculo de cada nuevo incremento.

Tomando α , β y γ con las siguientes restricciones:

$$\beta = \frac{1}{4}(1 - \alpha)^2; \gamma = \frac{1}{2} - \alpha; -\frac{1}{3} \leq \alpha \leq 0$$

(Recomendado $\alpha = -0.05$ según manual de ABAQUS, que al analizar el balance de energía se obtiene una disipación menor del 1% del total).

Método explícito.

La resolución explícita de la integral se realiza mediante el algoritmo de las diferencias centrales. Es un cálculo más sencillo que el requerido por el método implícito, pero sin su rendimiento computacional. La ecuación a resolver es la mostrada a continuación:

$$\begin{aligned} F^{int} &= [C\dot{D} + KD] \\ M\ddot{D} &= F - F^{int} = F^{residual} \\ \ddot{D} &= M^{-1}F^{residual} \end{aligned} \quad \text{ECU.11.23}$$

El uso de matrices diagonales permite la simplificación del cálculo y es lo que incrementa el rendimiento del cálculo. Además podemos dejar la solución a la matriz con un cálculo sencillo para cada grado de libertad (i) de las matrices anteriores.

$$\ddot{d}_i = \frac{f_i^{residual}}{m_i} \quad \text{ECU.11.24}$$

A partir de la anterior expresión de cálculo, y usando el método de diferencias centrales finitas mostradas a continuación en la que j se refiere al número de incremento con posibilidad de tener un intervalo de tiempo distinto Δt_j :

$$\dot{D}_{j+\frac{1}{2}} = \dot{D}_{j-\frac{1}{2}} + \frac{\Delta t_{j+1} - \Delta t_j}{2} \ddot{D}_j \quad \text{ECU.11.25}$$

$$D_{j+1} = D_j + \Delta t_{j+1} \dot{D}_{j+\frac{1}{2}} \quad \text{ECU.11.26}$$

Para la condición inicial j=0 se deberá realizarse un primer cálculo aislado para conseguir todas las variables.

$$\dot{D}_{j+1} = \dot{D}_{j+\frac{1}{2}} + \frac{\Delta t_{j+1}}{2} \ddot{D}_{j+1} \quad \text{ECU.11.27}$$

$$\dot{D}_{0+\frac{1}{2}} = \dot{D}_0 + \frac{\Delta t_{0+1}}{2} \ddot{D}_0 \quad \text{ECU.11.28}$$

$$\dot{D}_{0-\frac{1}{2}} = \dot{D}_0 - \frac{\Delta t_0}{2} \ddot{D}_0 \quad \text{ECU.11.29}$$

La solución de estas ecuaciones puede resolverse sin el uso de matrices y se consigue acelerar el tiempo de cálculo, siendo idóneo para casos no lineales, de grandes deformaciones y casos de contacto o impacto.

11.3. Optimización del mallado.

Durante la división del dominio de cálculo en elementos finitos mediante el mallado del cuerpo a analizar, se pueden tener en cuenta ciertos criterios que faciliten y den fiabilidad a la hora de realizar el cálculo. Existen diversas posibilidades de mallado, pero a la hora de definir su geometría existen unos criterios básicos que pueden seguirse. Esencialmente, se deben reducir las variaciones entre los elementos vecinos y conseguir geometrías lo más regulares posibles.

Para identificar las geometrías que se utilizan durante el mallado, podemos realizar el siguiente resumen con independencia del orden de los elementos:

Cuerpo 2D:

- Triángulos (idealmente equilátero)
- Cuadriláteros (idealmente cuadrado)

Cuerpo 3D:

- Tetraedros (idealmente formado por triángulos equiláteros)
- hexaedros (idealmente cubo)

La regularidad de las geometrías se evalúa según el ratio de aspecto que mide la distorsión respecto la geometría regular. Se suele definir un valor máximo de ratio de aspecto que variará según el orden de cálculo del elemento, pero que por ejemplo suele ser 3 en el caso de análisis de desplazamiento y 10 en el caso de análisis de stress. En la figura 11.2 se esquematizan como se definen los ratio de aspecto en los distintos mallados.

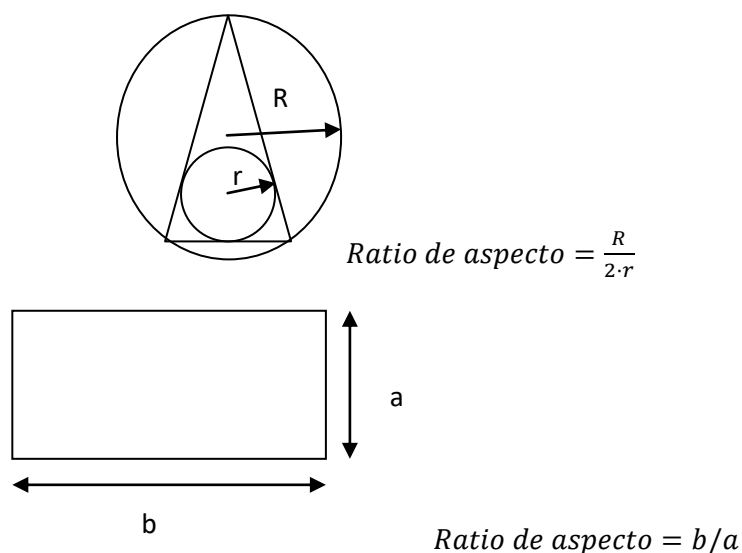


Fig.11.2. Ratio de aspecto que evalúa la regularidad del elemento triangular y cuadrangular. En el caso de un triángulo equilátero o cuadrado será 1.

En el caso de cuadriláteros hay que reducir también la distorsión angular, con lo que se evita la formación de rombos con ángulos menores de 60° y mayores de 120° . Y en el caso de formaciones trapezoidales, se debe evitar que los lados sean más de 5 veces el tamaño del opuesto.

En los casos de nodos creados en elementos con elevados órdenes, en los que se generan nodos entre vértices, estos deberán estar tan centrados como sea posible para evitar resultados erróneos.

Respecto al tamaño de los elementos, la reducción de elementos simplifica el cálculo, pero no siempre es posible utilizar elementos grandes. Se debe ser consciente de que en zonas de geometrías complicadas, o estados finales complejos, puede ser necesario reducir el tamaño de los elementos con el fin de conseguir mejores resultados. Algunos de los puntos críticos son los ángulos agudos que penetran en el cuerpo, zonas de fractura, proximidad a cargas y contactos con presión, soldaduras, cambios de sección abruptos o zona de unión entre materiales. En el momento de realizar el análisis se deberán determinar estos puntos en base a estos criterios, u otros según el caso de estudio, y reducir el tamaño del mallado.

12. Diseño y procedimiento.

El procedimiento seguido para la optimización del diseño mediante el cambio de material se realiza teniendo en cuenta factores económicos, facilidad de producción, reducción de posibles causas de fallos y reducida interferencia con el funcionamiento del robot según su diseño previo.

Mediante el análisis FEM se consiguen determinar las tensiones soportará la pieza y los factores de seguridad que se consiguen con cada uno de los diseños. Siendo una exigencia del diseño es conseguir una reducida deformación que no interfiera con la marcha del Robot Humanoide, la posibilidad de fallo se ve reducida a las zonas de sujeción donde se generan las mayores tensiones.

Las fases del diseño se pueden dividir en los siguientes pasos:

1. Estudio de las necesidades del nuevo diseño.
 - a. Requisitos del nuevo diseño.
 - b. Especificación de los casos con los que se analizará la pieza en una simplificación de su futura vida en servicio.
2. Análisis de los materiales propuestos para el nuevo diseño.
 - a. Propiedades del material seleccionado y posibles alternativas.
 - b. Métodos de fabricación y productos comerciales. Es esencial conocer la capacidad tenemos para realizar una pieza compleja. Los límites del diseño serán una combinación de las dificultades físicas y económicas.
 - c. Tecnologías que permitan la integración en el mecanismo o estructura. Las fijaciones pueden necesitar refuerzos que eviten la rotura del material por fallo.
3. Generación de los posibles diseños. Fase primitiva.
 - a. Se analizan y estudian las posibles soluciones al problema mediante distintas soluciones.
 - b. Selección del diseño primitivo a desarrollar según su viabilidad..
4. Desarrollo del diseño y análisis.
 - a. El diseño más viable se desarrolla y optimiza integrado con el resto de piezas y el mecanismo.
 - b. Se definen los casos de análisis FEM del diseño seleccionado.
 - c. Se realizan los análisis FEM..
 - d. Según los resultados se realimenta el diseño sin hacer grandes modificaciones, siempre que la viabilidad estimada no se altere por los resultados o nueva información.
5. Fabricación.
 - a. En el caso de que en esta fase se determine la inviabilidad del diseño, las primeras etapas habrán fracasado y deberán realizarse las modificaciones necesarias. La información adquirida en esta fase deberá aplicarse al nuevo diseño y etapa de FEM.

13. Requisitos de diseño.

Los requisitos para el diseño de la cadera son soportar las solicitaciones necesarias para las funciones del robot humanoide y reducir al máximo las deformaciones estructurales, así como evitar llegar al fallo de la pieza.

Según las conexiones de los distintos elementos a la cadera, hay 3 piezas conectadas a la cadera: 2 piernas y la parte superior del cuerpo del robot. La masa de estos elementos son 11,467 kg cada pierna y 25 kg el cuerpo superior. Las piernas distan entre sí 292 mm y el cuerpo superior conecta con la cadera en el punto medio de estas dos piernas (para más detalle véase capítulo “Descripción de RH-2”)

Los casos a analizar estáticamente son los siguientes:

Robot biapoyado: Las dos piernas del robot están apoyadas en el suelo, la carga del cuerpo superior llega a la parte central de la cadera y se distribuye entre las dos piernas.

Robot en marcha: Una de las piernas está apoyada, pero la otra se encuentra suspendida. Es necesario centrar el centro de gravedad sobre el pie apoyado del robot para conseguir el equilibrio, esto genera momentos en las conexiones con las piernas y parte superior del cuerpo que debe soportar la pieza de la cadera (para más detalle puede consultarse el capítulo “Biomecánica . de la cadera y pelvis durante la marcha”)

El control de la marcha del robot debe conseguir posicionar el centro de gravedad correctamente para mantener el equilibrio, compensándose además las deformaciones debida al material. Sin embargo, grandes deformaciones pueden suponer vibraciones en la posición de los elementos del robot, dificultando su control.

13.1. Pierna articulada y centro de gravedad.

El movimiento de la pierna en la marcha desplazará la posición del centro de gravedad y forzará las compensaciones que deberá hacer el resto del cuerpo para mantener el equilibrio. En este apartado vemos como varía el centro de gravedad de la pierna según los giros de las distintas articulaciones (cadera, rodilla y tobillo). En la figura 13.1 se identifican los elementos de la pierna y sus centros de gravedad, así como las articulaciones y los grados de libertad de cada una de estas (la figura 13.2 muestra el diseño real de la pierna de RH-2).

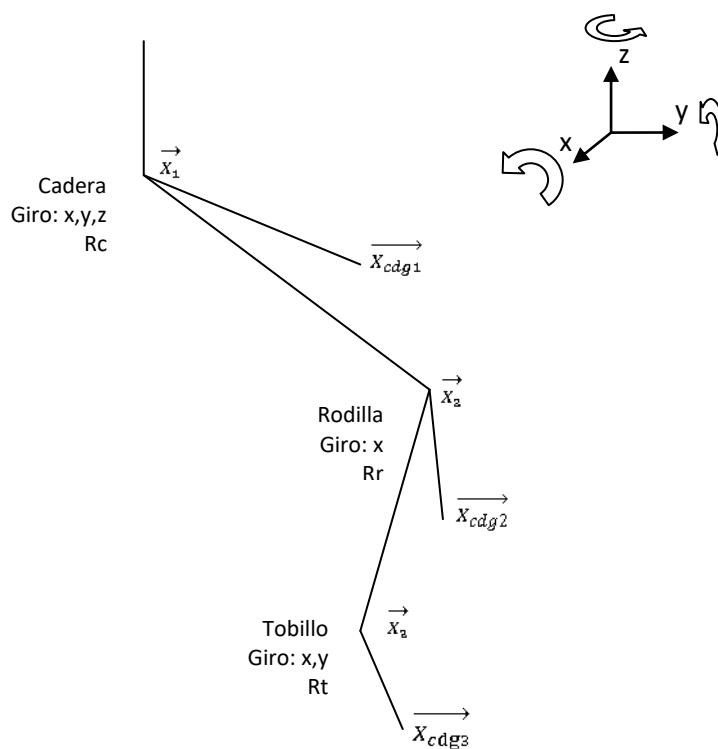


Fig.13.1 Esquema de articulaciones y elementos que forman la pierna del robot.

La cadera dispone de tres grados de libertad y permite giros en los ejes X, Y y Z, mientras que la rodilla solo dispone de libertad en el eje X (relativo a la posición) y el tobillo a los ejes X e Y. Estos grados de libertad son los que se han definido al robot por su construcción.

Según los grados de libertad indicados, los movimientos del centro de gravedad de los distintos elementos de la pierna se calcularán de la siguiente manera.

$$\vec{x}'_{cdg3} = R_c((R_r((R_t(\vec{x}_{cdg3} - \vec{x}_3) + \vec{x}_3) - \vec{x}_2) + \vec{x}_2) - \vec{x}_1) + \vec{x}_1 \quad \text{ECU.13.1}$$

$$\vec{x}'_{cdg2} = R_c((R_r(\vec{x}_{cdg2} - \vec{x}_2) + \vec{x}_2) - \vec{x}_1) + \vec{x}_1 \quad \text{ECU.13.2}$$

$$\vec{x}'_{cdg1} = R_c(\vec{x}_{cdg1} - \vec{x}_1) + \vec{x}_1 \quad \text{ECU.13.3}$$

Resultando el nuevo centro de gravedad como sigue:

$$CDG_{pierna} = \frac{(\vec{x}_{cdg0} \cdot M_{cadera} + \vec{x}'_{cdg1} \cdot M_{muslo} + \vec{x}'_{cdg2} \cdot M_{tibia} + \vec{x}'_{cdg2} \cdot M_{tibia} + \vec{x}'_{cdg3} \cdot M_{pie})}{M_{cadera} + M_{muslo} + M_{tibia} + M_{tibia} + M_{pie}} \quad \text{ECU.13.4}$$

Siendo las matrices de rotación con las que se identifican los giros de las distintas articulaciones como siguen:

Tobillo:

$$R_t = \begin{pmatrix} \cos \alpha_{y3} & \sin \alpha_{x3} \sin \alpha_{y3} & \cos \alpha_{x3} \sin \alpha_{y3} \\ 0 & \cos \alpha_{x3} \cos \alpha_{y3} & -\sin \alpha_{x3} \\ -\sin \alpha_{y3} & \sin \alpha_{x3} \cos \alpha_{y3} & \cos \alpha_{x3} \cos \alpha_{y3} \end{pmatrix} \quad \text{ECU.13.5}$$

Rodilla:

$$R_r = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha_{x2} & -\sin \alpha_{x2} \\ 0 & \sin \alpha_{x2} & \cos \alpha_{x2} \end{pmatrix} \quad \text{ECU.13.6}$$

Cadera:

$$R_c = \begin{pmatrix} \cos \alpha_{y1} \cos \alpha_{z1} & -\cos \alpha_{x1} \sin \alpha_{z1} + \sin \alpha_{x1} \sin \alpha_{y1} \cos \alpha_{z1} & \sin \alpha_{x1} \sin \alpha_{z1} + \cos \alpha_{x1} \sin \alpha_{y1} \cos \alpha_{z1} \\ \cos \alpha_{y1} \sin \alpha_{z1} & \cos \alpha_{x1} \cos \alpha_{z1} + \sin \alpha_{x1} \sin \alpha_{y1} \sin \alpha_{z1} & -\sin \alpha_{x1} \cos \alpha_{z1} + \cos \alpha_{x1} \sin \alpha_{y1} \sin \alpha_{z1} \\ -\sin \alpha_{y1} & \sin \alpha_{x1} \cos \alpha_{y1} & \cos \alpha_{x1} \cos \alpha_{y1} \end{pmatrix} \quad \text{ECU.13.7}$$

Según los datos originales del modelo RH2, las distancias y masas de los centros de gravedad son los que siguen:

Tabla 13.1 Posición de los Centros de Gravedad (c.d.g.) y sus respectivas masas (pierna recta en reposo).

| PARTE | MASA (kg) | CDG-X (mm) | CDG-Y (mm) | CDG-Z (mm) |
|---------------|-----------|------------|------------|------------|
| PIE+TOBILLO | 4,063 | -39,283 | -41,329 | -736,715 |
| TIBIA | 1,401 | -17,589 | -38,916 | -554,289 |
| RODILLA | 0,968 | -7,650 | -29,17 | -414,471 |
| MUSLO | 2,146 | -23,889 | -27,507 | -239,141 |
| CADERA-RÓTULA | 2,889 | -4,671 | -17,613 | -55,195 |
| MUSLO+RODILLA | 3,114 | -18,841 | -28,024 | -293,643 |
| TOTAL | 11.467 | | | |

Tabla 13.2 Posición de las articulaciones y posibles giros relativos ((pierna recta en reposo)..

| Articulación | Posición (mm) en eje Z | Posición (mm) en eje X | Posición (mm) en eje Y | Giro |
|--------------|------------------------|------------------------|------------------------|------|
| cadera | -87,810 | 0 | 0 | xyz |
| rodilla | -416,787 | 0 | -25,916 | x |
| tobillo | -716,714 | -42,671 | -35,520 | xy |

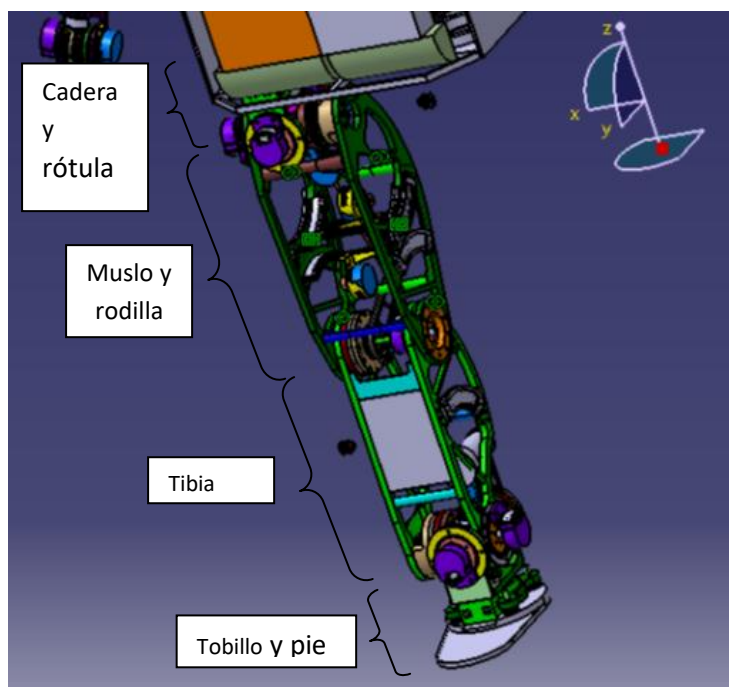


Fig.13.2 Extracto del diseño de la pierna de RH2 que está siendo analizada en este capítulo.

Distribución del centro de gravedad para los distintos giros de las articulaciones (figura 13.3).

Tobillo $\alpha_{x3} = [-20, 5]$, $\alpha_{y3} = 0$

Rodilla: $\alpha_{x2} = [-90, 0]$

Cadera: $\alpha_{x1} = [-10, 90]$, $\alpha_{y1} = [-5, 5]$, $\alpha_{z1} = [-5, 5]$

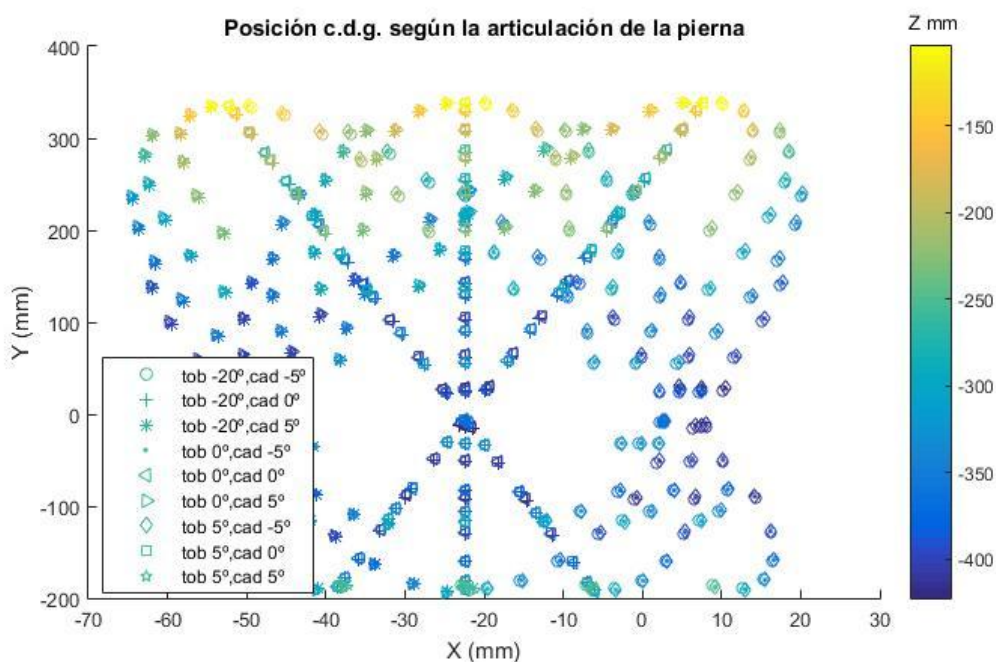


Fig.13.3 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto a la altura de este punto.

En el gráfico se muestran la distribución de centros de gravedad de una manera tridimensional sobre el plano XY. Para más detalle se muestra a continuación a que giros de cadera y rodilla corresponden cada uno de los puntos mostrados en el gráfico anterior (ver figuras 13.4, 13.5 y 13.6).

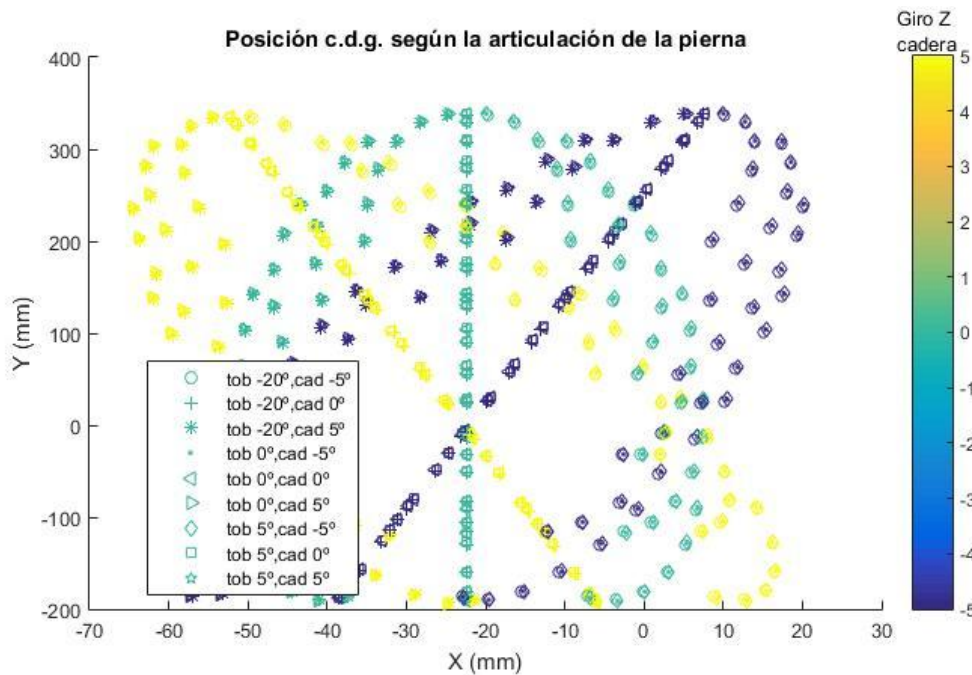


Fig.13.4 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto al giro de la cadera en el eje Z.

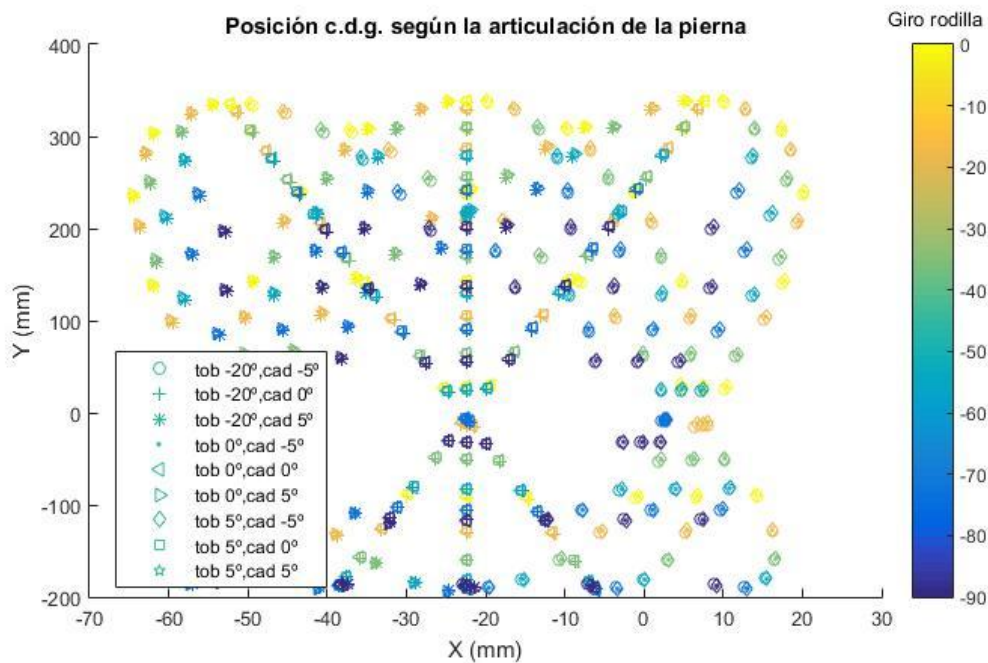


Fig.13.5 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto al giro de rodilla en el eje X.

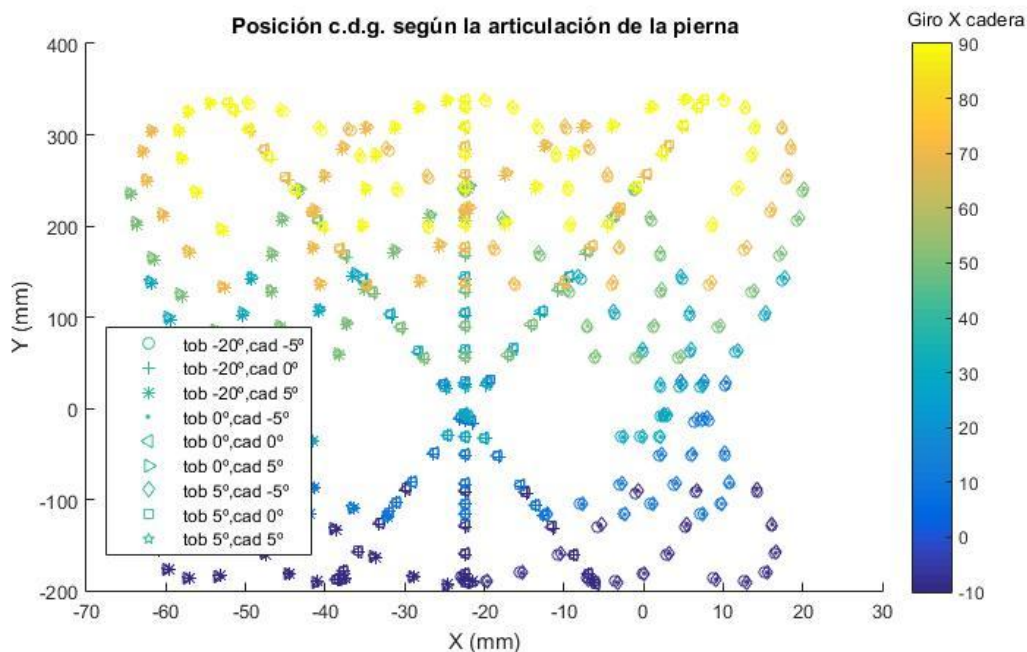


Fig.13.6 Distribución del centro de gravedad de la pierna para distintos giros de las articulaciones. Mostrado en el plan XY junto al giro de la cadera en el eje X.

No todas las posiciones serán igual de probables en la operación de RH2, pero si serán posibles si no existe ninguna limitación de giro en la programación del robot.

Una simplificación drástica para las solicitudes de la cadera es el giro exclusivo de la cadera en el eje X de 90°.

Tobillo $\alpha_{x3} = 0^\circ$, $\alpha_{y3} = 0^\circ$

Rodilla: $\alpha_{x2} = 0^\circ$

Cadera: $\alpha_{x1} = 90^\circ$, $\alpha_{y1} = 0^\circ$, $\alpha_{z1} = 0^\circ$

CDG= [-22.36mm,338,37mm,-106.60mm] Masa pierna: 11.467 Kg

En el pasado capítulo “Biomecánica de la cadera y pelvis durante la marcha”, la figura 13.2 muestra algunas configuraciones de la cadera, rodilla y tobillo según se avanza en el paso (solo teniendo en cuenta los giros en el eje X). En la siguiente tabla 13.3 se muestra cómo evoluciona el centro de gravedad para los distintos puntos indicados en ese capítulo.

Tabla 13.3 Centros de gravedad asociados a las posiciones típicas durante la marcha.

| α_{x1} <i>cadera</i> | α_{x2} <i>rodilla</i> | α_{x3} <i>tobillo</i> | Xcdg Pierna [mm] | Ycdg Pierna [mm] | Zcdg Pierna [mm] |
|---|---------------------------------|---------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 0° | 0° | 0° | -22.36 | -31.45 | -422.40 |
| -20° | 0° | 0° | -22.36 | -147.65 | -392.49 |
| 0° | -40° | 0° | -22.36 | -113.46 | -387.42 |
| 30° | -65° | 0° | -22.36 | 4.17 | -376.31 |
| 30° | -10° | 0° | -22.36 | 122.50 | -398.45 |
| Masa de la pierna: 11.467 kg $\alpha_{y3} = 0^\circ, \alpha_{y1} = 0^\circ, \alpha_{z1} = 0^\circ, \alpha_{y1} = 0^\circ, \alpha_{z1} = 0^\circ$ | | | | | |

13.2. Tronco, cabeza y brazos.

Para mantener el equilibrio, la parte superior del robot deberá configurarse para desplazar el centro de gravedad sobre la superficie del apoyo. Debido a la poca velocidad y aceleración del robot, se supone un sistema estático para cada posición de las piernas. Esto quiere decir que para la simulación de las cargas no se tendrán en cuenta las fuerzas inerciales de la marcha, las cuales ayudan o contribuyen a la composición de fuerzas en equilibrio (ver capítulo biomecánica de la cadera y pelvis durante la marcha).

El peso de la parte superior se estima en 25Kg y su centro de gravedad será determinado por las articulaciones de los brazos y los giros del torso. Esa carga se distribuye puntualmente en el centro la pieza que ejerce las funciones de la cadera.

Siendo la distancia entre las fijaciones de las piernas de 292mm, la masa de la parte superior del robot tiene que distribuirse para desplazar el centro de gravedad total del cuerpo sobre el apoyo existente. Solo es necesario calcular la proyección del nuevo centro de gravedad sobre el plano XY.

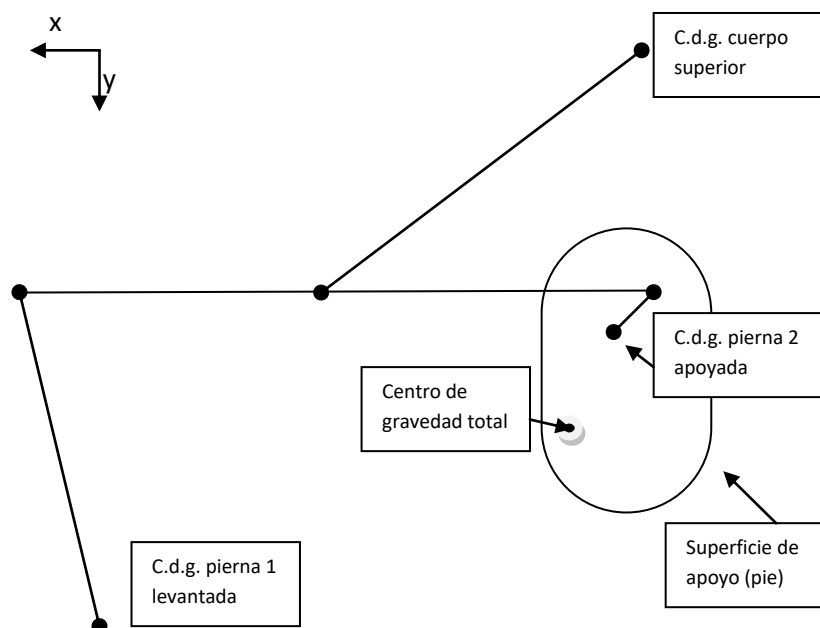


Fig. 13.7 Esquema de composición de centros de gravedad en el conjunto cadera, piernas, cuerpo superior.

Para el cálculo de este nuevo centro de gravedad tenemos en cuenta las dos piernas y la parte superior del cuerpo, donde incluiremos la propia cadera, sin entrar en detalle sobre cómo se articula para conseguir ese centrado (ver esquema de la figura 13.7).

Centro de gravedad del cuerpo superior, proyección en el eje X:

$$X_{cdg-cuerpo\ sup} = \frac{M_{total}X_{cdg-total} - M_{pierna}(X_{cdg-pierna1} + X_{cdg-pierna2})}{M_{cuerpo_sup}} \quad \text{ECU.13.7}$$

Centro de gravedad del cuerpo superior, proyección en el eje Y:

$$Y_{cdg-cuerpo\ sup} = \frac{M_{total}Y_{cdg-total} - M_{pierna}(Y_{cdg-pierna1} + Y_{cdg-pierna2})}{M_{cuerpo_sup}} \quad \text{ECU.13.8}$$

Según la geometría del pie, vamos a considerar aceptable cualquier punto dentro del siguiente área que comprende el área central del pie del robot..

$$x = [-193.83, -303.83]$$

$$y = [-88,75, 74,25]$$

Si queremos reducir los momentos de compensación, escogemos un punto próximo al centro de gravedad de la pierna para así evitar un desplazamiento grande de la parte superior del cuerpo.

Finalmente tenemos la Tabla 13.4 donde se muestran los centros de gravedad del cuerpo superior para las distintas configuraciones de pierna que hemos calculado anteriormente:

Tabla 13.4 Posición del centro de gravedad del cuerpo superior para compensar las posiciones típicas de las piernas.

| α_{x1} <i>cadera</i> | α_{x2} <i>rodilla</i> | α_{x3} <i>tobillo</i> | Xcdg Cuerpo sup [mm] | Ycdg Cuerpo sup [mm] | CDG Total [x,y] |
|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------|
| -20° | 0° | 0° | -383.76 | 0 | [-270, -42.84] |
| -20° | 0° | 0° | -383.76 | -25.73 | [-270, -56.62] |
| 0° | -40° | 0° | -383.76 | 0 | [-270, -34.67] |
| 30° | -65° | 0° | -383.76 | 0 | [-270, -6.52] |
| 30° | -10° | 0° | -383.76 | 0 | [-270, 21.78] |
| 90° | 0° | 0° | -383.76 | 0 | [-270, 73.42] |
| 90° | 0° | 0° | -383.76 | -25.73 | [-270, 60] |
| Masa del cuerpo superior: 25 kg | | | | | |

Adicionalmente, no se ha tenido en cuenta, pero los giros en el eje y de la cadera permiten desplazar el centro de gravedad, así como la superficie de apoyo con tal de mantener el equilibrio.

El último caso, en el que se sitúa el centro de gravedad en la posición [-270,60] cuando la cadera está girada 90° en el x, el centro de gravedad se aleja y se estima un punto acertado para hacer la simulación.

13.3. Casos a analizar en la simulación.

Después de analizar cómo serán las cargas que soportará la cadera según la configuración de piernas y tronco superior durante la marcha se tienen los siguientes casos:

Caso 1. Cadera biempotrada: Las dos piernas solo pueden desplazarse horizontalmente si existe deslizamiento de la planta del pie o existe un momento lo suficientemente grande como para volcar la pierna del robot.

En la simulación se tomarán los dos casos, partiendo del empotramiento en primer estado (figura 13.8) y siguiendo un segundo estado en el que existe deslizamiento horizontal en el eje X de uno de las piernas. El resto de movimientos se dejarán restringidos (figura 13.9). Aunque las figuras correspondan a la placa de aluminio, en el caso de la placa de fibra de carbono se ejecutará de manera similar.

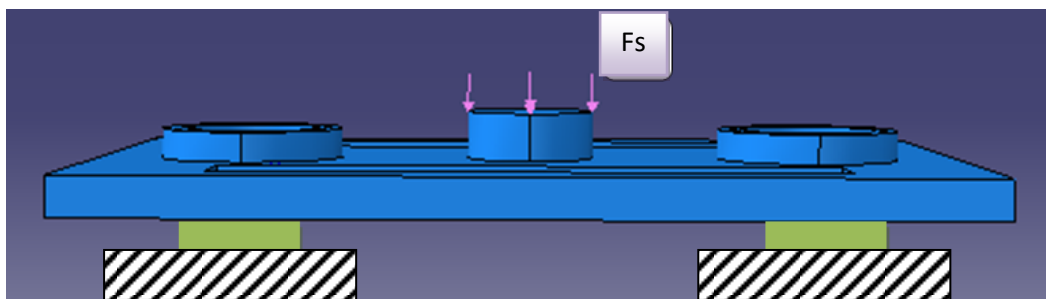


Fig 13.8 Primera etapa (biempotrada)

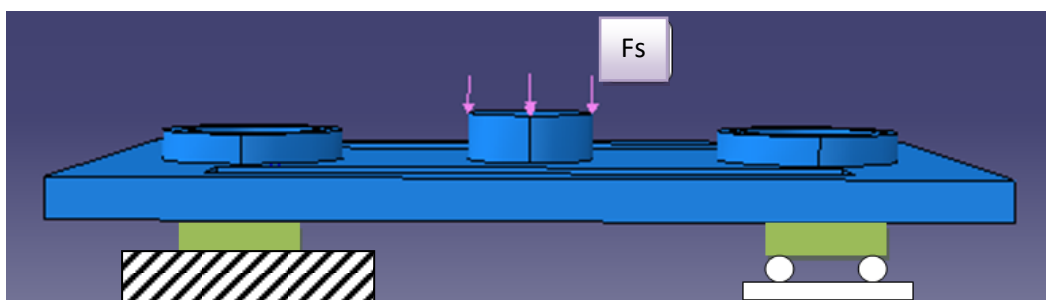


Fig 13.9 Segunda etapa (deslizamiento o giro)

Caso 2. Cadera en marcha:

En este caso la simulación parte de una pierna empotrada y otra suspendida que se encuentra en movimiento. Para este análisis se debe tener en cuenta las distintas configuraciones de los centros de gravedad descritos según la geometría del robot en los puntos anteriores.

Para ello escogeremos el caso crítico donde la cadera se sitúa a 90° y otro caso común en la marcha donde la cadera está girada -20°. Las tablas 13.5 y 13.6 muestran las posiciones de estos centros de gravedad.

Tabla 13.5 posiciones del centro de gravedad de la pierna suspendida.

| α_{x1} <i>cadera</i> | α_{x2} <i>rodilla</i> | α_{x3} <i>tobillo</i> | Xcdg Pierna [mm] | Ycdg Pierna [mm] | Zcdg Pierna [mm] |
|---|---------------------------------|---------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 90° | 0° | 0° | -22.36 | 338.37 | -106.60 |
| -20° | 0° | 0° | -22.36 | -147.65 | -392.49 |
| $\alpha_{y3} = 0^\circ, \alpha_{y1} = 0^\circ, \alpha_{z1} = 0^\circ, \alpha_{y1} = 0^\circ, \alpha_{z1} = 0^\circ$ | | | | | |

Tabla 13.6 posiciones del centro de gravedad del cuerpo superior para el equilibrado de la pierna suspendida.

| α_{x1} <i>cadera</i> | α_{x2} <i>rodilla</i> | α_{x3} <i>tobillo</i> | Xcdg Cuerpo sup [mm] | Ycdg Cuerpo sup [mm] | CDG Total [x,y] |
|---|---------------------------------|---------------------------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------|
| 90° | 0° | 0° | -383.76 | -25.73 | [-270, 60] |
| -20° | 0° | 0° | -383.76 | -25.73 | [-270, -56.62] |
| $\alpha_{y3} = 0^\circ, \alpha_{y1} = 0^\circ, \alpha_{z1} = 0^\circ, \alpha_{y1} = 0^\circ, \alpha_{z1} = 0^\circ$ | | | | | |

Criterios generales:

Las masas se simularán con un 10% adicional a lo calculado según el diseño original en CATIA, para así tener en cuenta las pequeñas aceleraciones durante el movimiento y posibles desviaciones del valor teórico.

Tabla 13.7 Masas de los elementos usadas en la simulación.

| Carga | Masa [kg] | 10% [kg] | Peso adaptado (+10%) [N] |
|----------------------|--------------|-------------|-----------------------------|
| Pierna (Fp) | 11.467 | 1.15 | 123.65 |
| Cuerpo superior (Fs) | 25 | 2.5 | 269.5 |

Estas cargas se situarán en puntos equivalentes a los centros de gravedad calculados. En la simulación se utilizarán tubos de material ficticio y alto módulo de elasticidad. Estas cargas se dividirán en cuatro puntos repartidos en el extremo de la pieza ficticia y se ejercerá en la dirección vertical según gravedad.

En el caso biapoyado, la carga sobre la cadera se reparte sobre la zona de la cadera en la que se apoya el tronco. En el caso de los tubos conectados con los centro de gravedad, estas cargas puntuales se distribuyen sobre la pieza para acabar distribuyéndose naturalmente sobre la parte de la cadera con la que están conectadas.

Particularmente se harán las adaptaciones necesarias para ajustar estos requisitos en cada uno de los modelos analizados. En los próximos capítulos se añadirá la información necesaria.

14. Punto de partida. Cadera de aluminio.

Se analiza por FEM los efectos de la carga del robot sobre una cadera inicial de aluminio modificada y reforzada en las etapas de apoyado y en marcha con los valores extremos obtenidos en el capítulo de requisitos de diseño. Esta cadera es similar a la que se diseñó inicialmente en base a una geometría rectangular, pero nos permite identificar unas características óptimas de referencia.

El diseño se compone de una placa plana de 10mm de grosor en la que se añaden nervios y apoyos para las fijaciones de tronco y cadera. La figura 14.1 muestra el diseño de la pieza y en la figura 14.2 se indican las dimensiones.

Tabla 14.1 Propiedades del aluminio para la simulación:.

| Aluminio 6061-T6, 6061-T651 | | | | | |
|----------------------------------|--------|---------|-------|-------------------------------|----------------------------|
| Densidad (kg/m ³) | E(GPa) | G (GPa) | ν | Límite Elástico (GPa) | Tensión Rotura (GPa) |
| 2700 | 68.9 | 26 | 0,33 | 0.276 (24°C – Strain 0.2%) | 0.310 (24°C) |

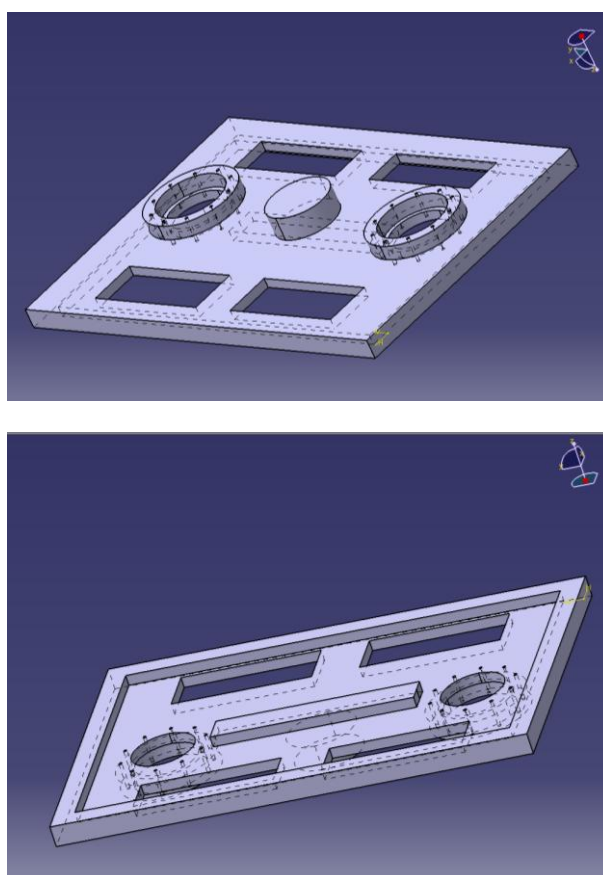


Fig.14.1Detalle del primer diseño analizado por elementos finitos para determinar la viabilidad de las modificaciones del diseño.

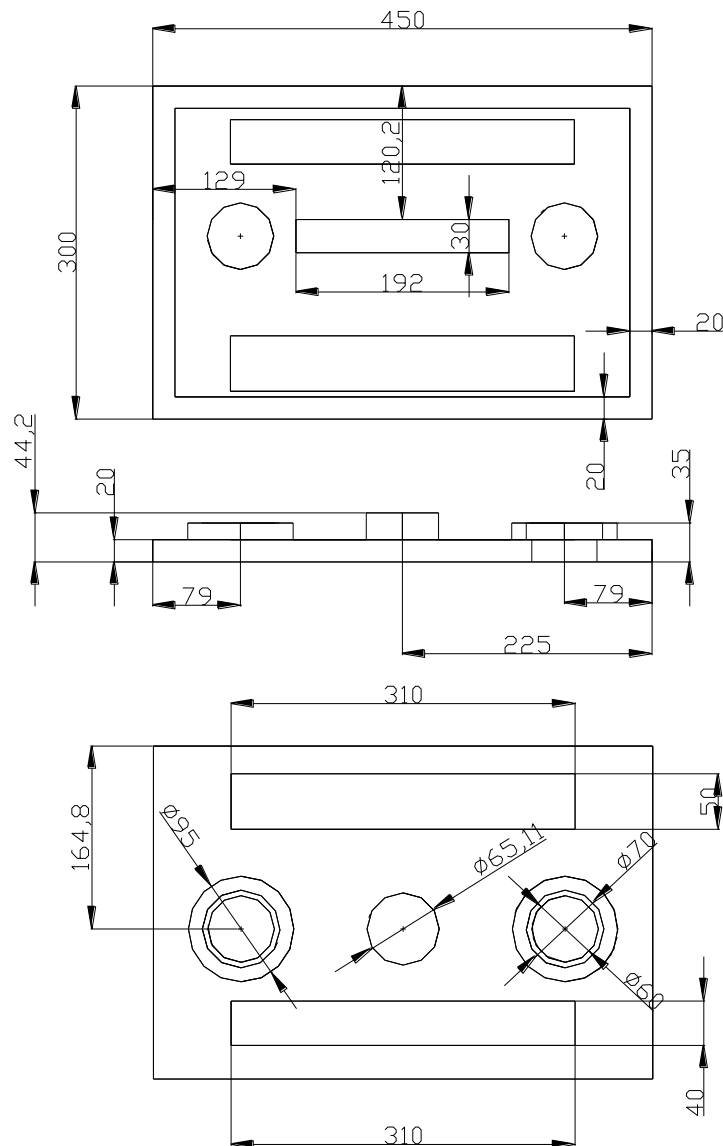


Fig.14.2 Dimensiones de la cadera del diseño de partida (unidades en mm).

14.1. Adaptación del caso A: Cadera biapoyada - aluminio.

A la pieza se le aplican las siguientes condiciones de contorno:

- Carga uniformemente distribuida en la región central mediante presión, distribuyéndose F_s (269.5 N). La superficie sobre la que se distribuye la carga es de 0.003m^2 .
- Las piernas se simulan fijando las superficies del hueco donde son insertadas según la figura 14.3. Para ello se inicia la simulación desde un estado empujado en ambas piernas y posteriormente se realiza una transición a un estado donde una de las piernas tiene liberado el desplazamiento horizontal al existir deslizamiento del pie o giro de la pierna.

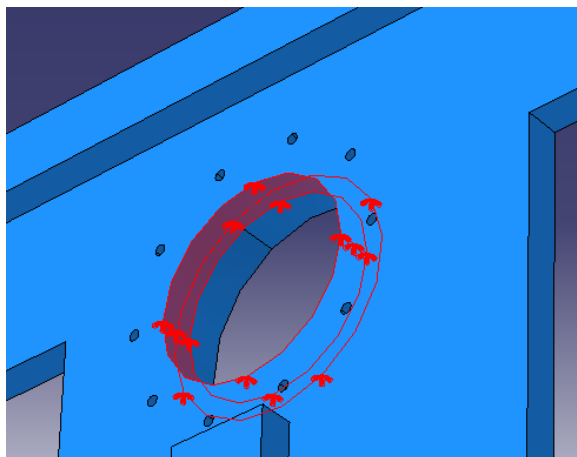


Fig.14.3. Esquema de condiciones de contorno del caso de cargas A en la figura superior y detalle de las fijaciones simuladas en la figura inferior.

El mallado que se realiza sobre toda la pieza se compone de tetraedros de orden cuadrático descritos en ABAQUS como C3D10MH. La pieza se divide en 7476 elementos y 13979 nodos según Fig. 14.4.

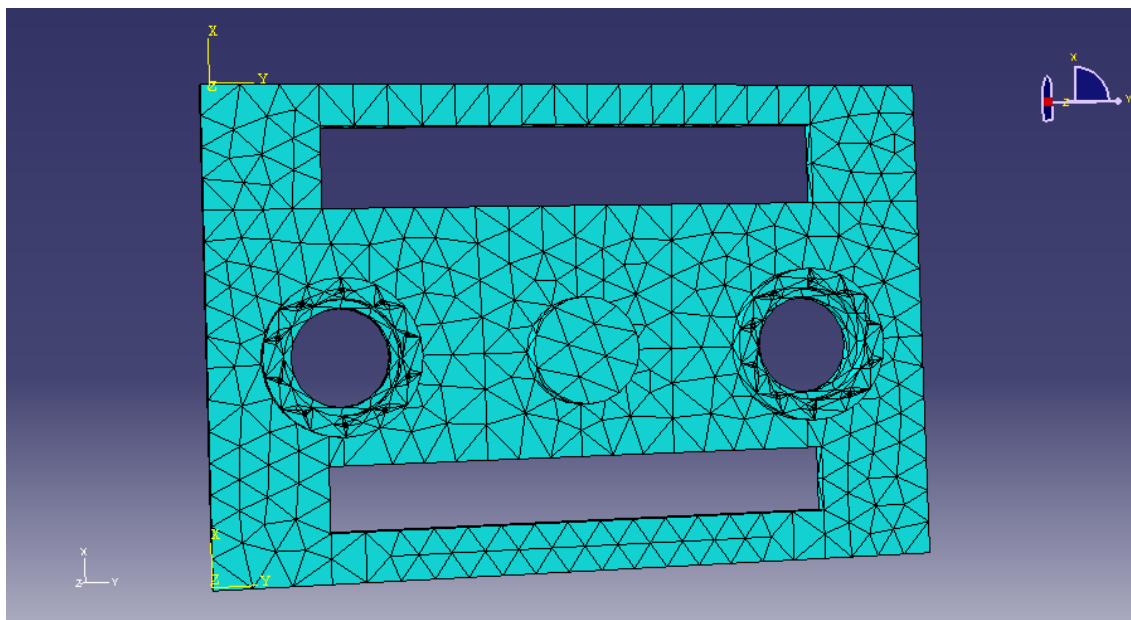


Fig.14.4. Distribución de elementos tipo C3D10MH utilizada en la resolución de este caso.

Se obtienen los siguientes resultados:

Tabla 14.2 Resultados primer diseño biapoyado.

| Parámetro | Biempotrado | Deslizamiento |
|---|--------------------------|--------------------------|
| Desplazamiento máximo | 8.43×10^{-3} mm | 9.48×10^{-3} mm |
| Desplazamiento mínimo | 0 mm | 0 mm |
| Desplazamiento vertical máximo | 8.43×10^{-3} mm | 9.48×10^{-3} mm |
| Desplazamiento máximo en el perímetro de la fijación de la pierna | 0mm | 7.30×10^{-4} mm |
| Máximo valor tensión V. Mises | 3 MPa | 3.90 MPa |
| Mínimo valor tensión V.Mises | 95.4Pa | 555Pa |

Las figuras 14.4, 14.5, 14.6 y 14.7 muestran las deformaciones sobre la pieza en ambos casos, así como las tensiones de von Mises.

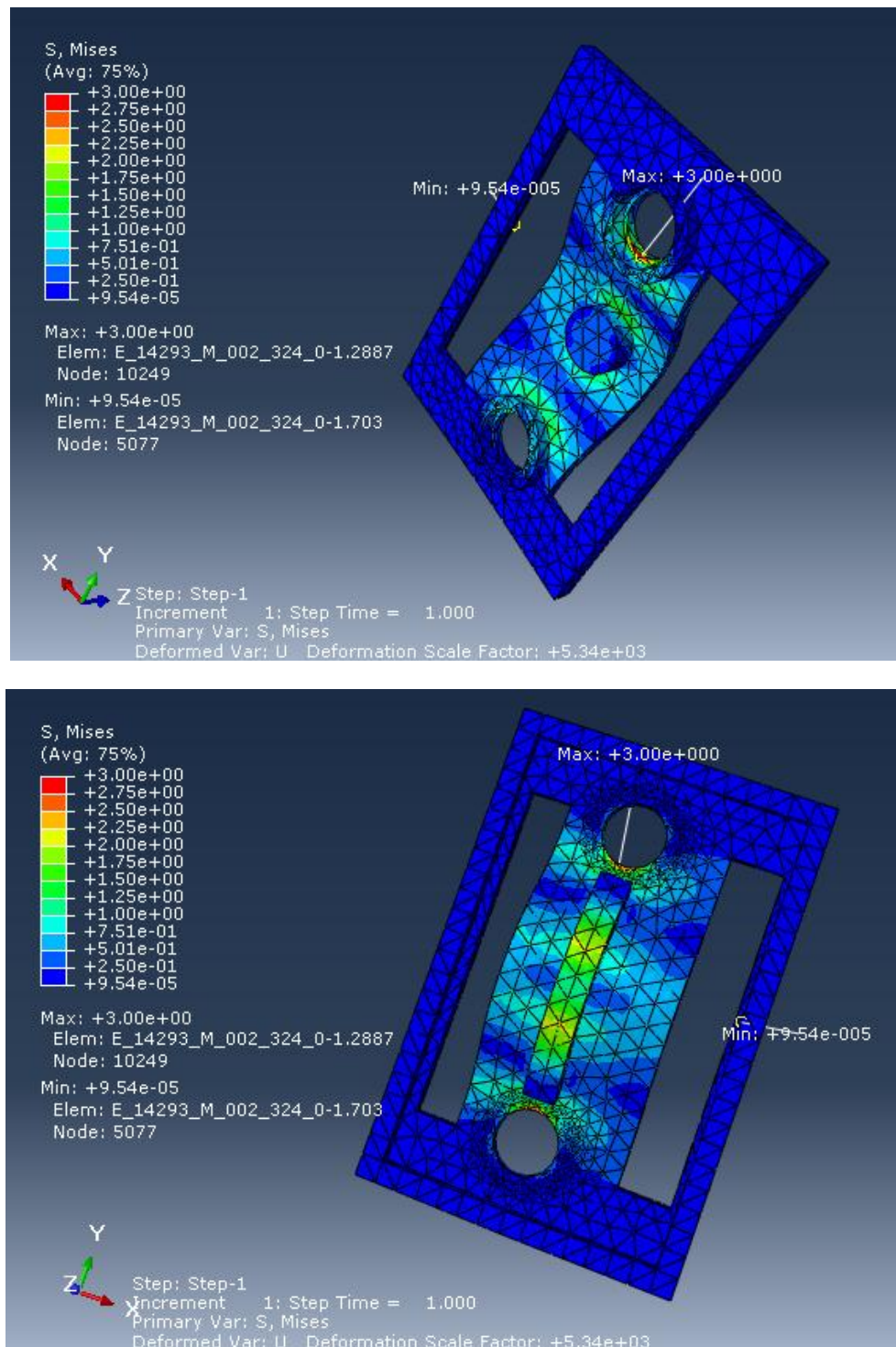


Fig 14.5 Distribución de la tensión de Von Mises en el caso de simularse las dos piernas como empotramientos.

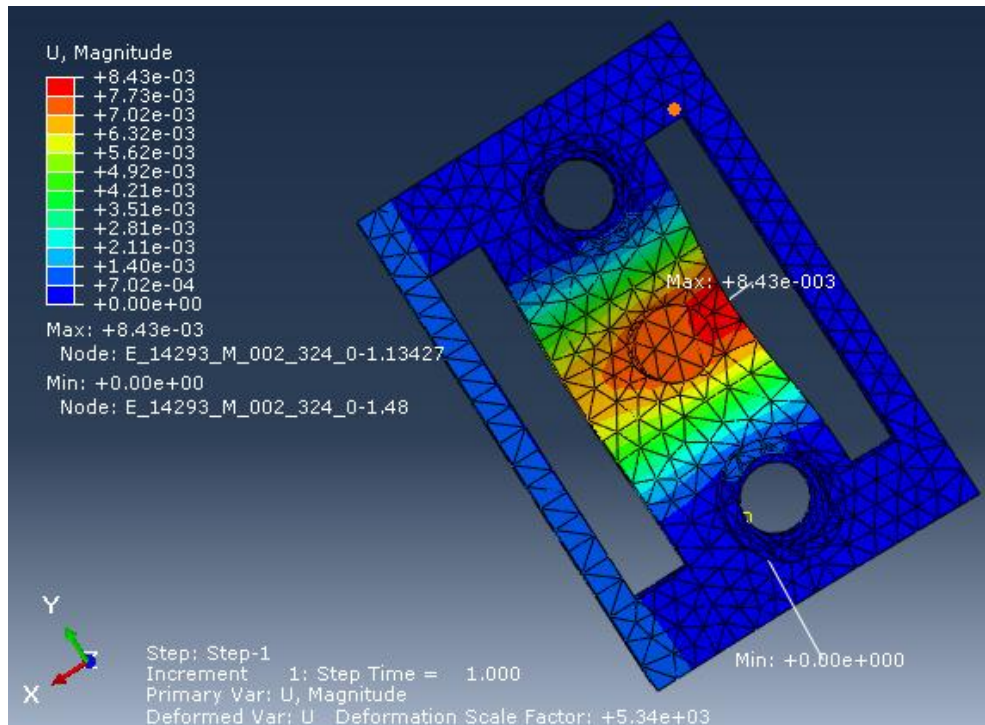


Fig.14.6 Desplazamiento de la pieza en el caso de simular las dos piernas como empotramientos.

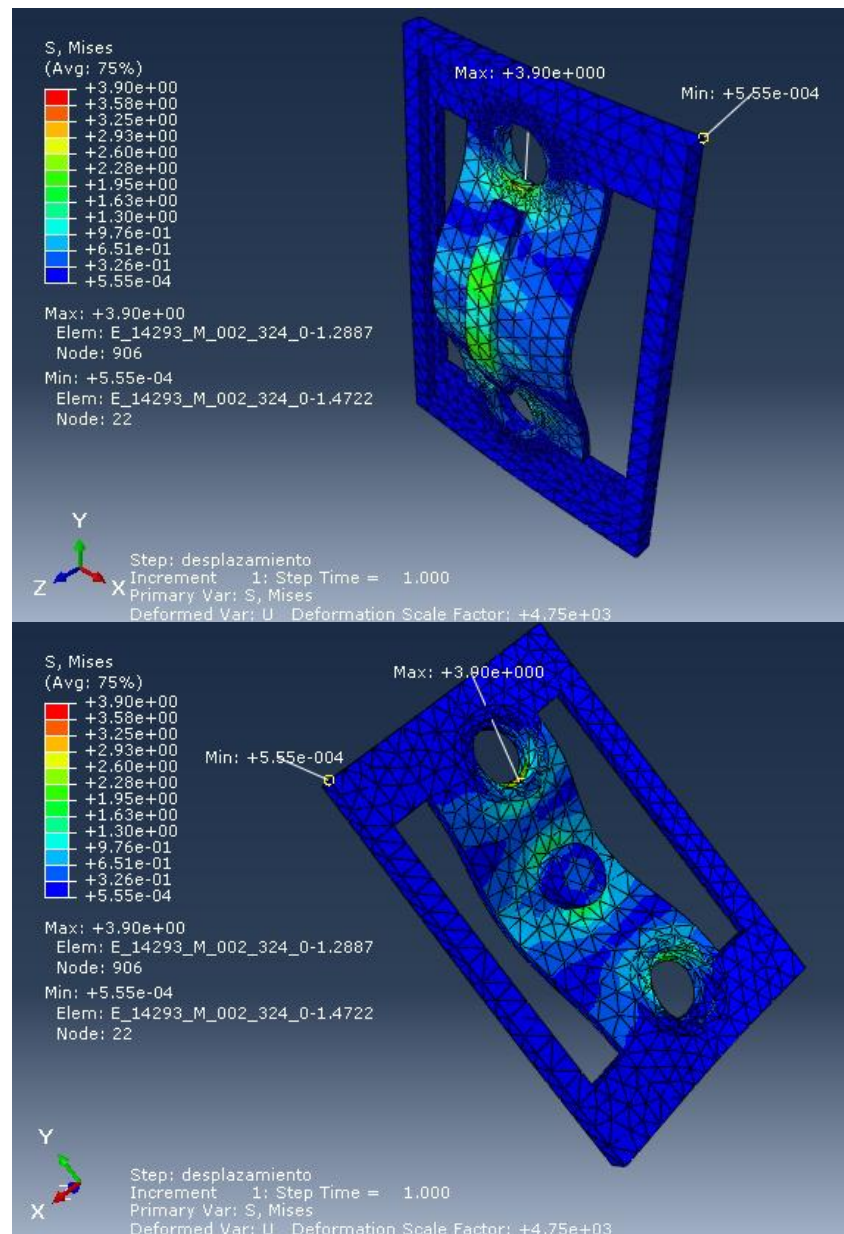


Fig 14.7 Distribución de la tensión de Von Mises en el caso de deslizamiento de una pierna.

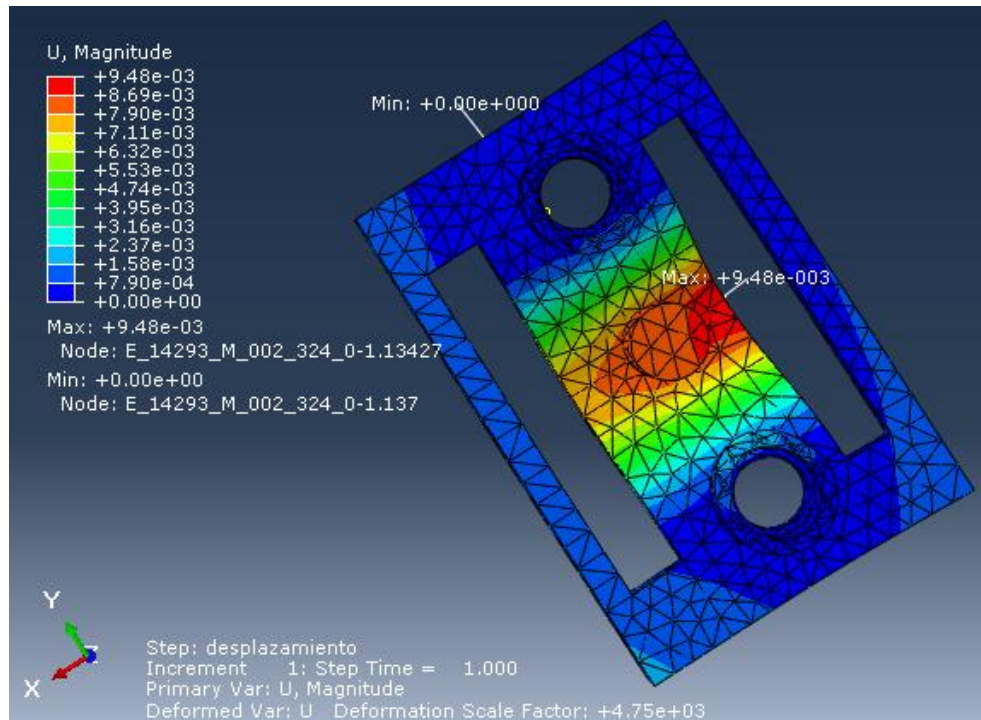


Fig 14.8 Deformaciones de la pieza en el caso de deslizamiento de una pierna.

14.2. Adaptación del caso B: Cadera en marcha - aluminio.

Las solicitaciones en este caso se adaptan de la siguiente manera:

Dos tubos rígidos o de alto módulo de elasticidad simulan las posiciones de los centros de gravedad de la pierna en suspensión y de la parte superior del cuerpo según se ha calculado en el capítulo “Requisitos de diseño”. La pierna que sigue apoyada ejerce un empotramiento sobre la cadera. No se ha tratado de ser fiel con la altura del centro de gravedad de la parte superior del cuerpo porque su función en la simulación es compensar el efecto de la pierna elevada en el plano XY y solo se ha tenido en cuenta la fuerza de la gravedad en el análisis. La figura 14.9 muestra cómo se disponen las cargas sobre la pieza simulada.

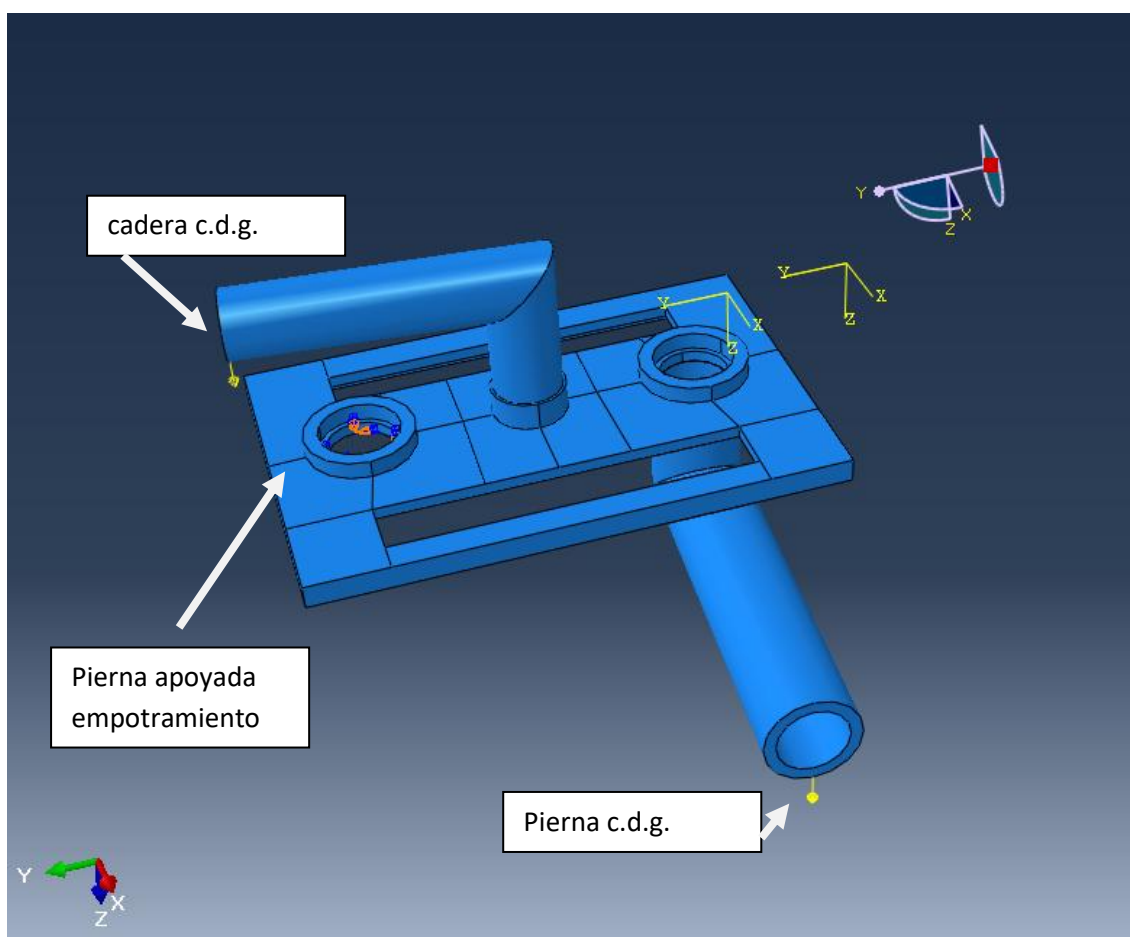


Fig.14.9 Adaptación de la pieza para simular las cargas descentradas debido a la pierna y la compensación de la cadera.

El tipo de mallado se modifica para incrementar la precisión en el cálculo y se iguala con los dos nuevos elementos que se han generado como conectados mediante contacto en el que se ha anulado cualquier desplazamiento entre las superficies en contacto. Se siguen usando tetraedros de orden cuadrático descritos en ABAQUS como C3D10MH y que permiten una fácil adaptación a las geométricas curvas de la pieza. Finalmente el mallado queda definido en 23109 elementos y 43733 nodos según la figura 14.10.

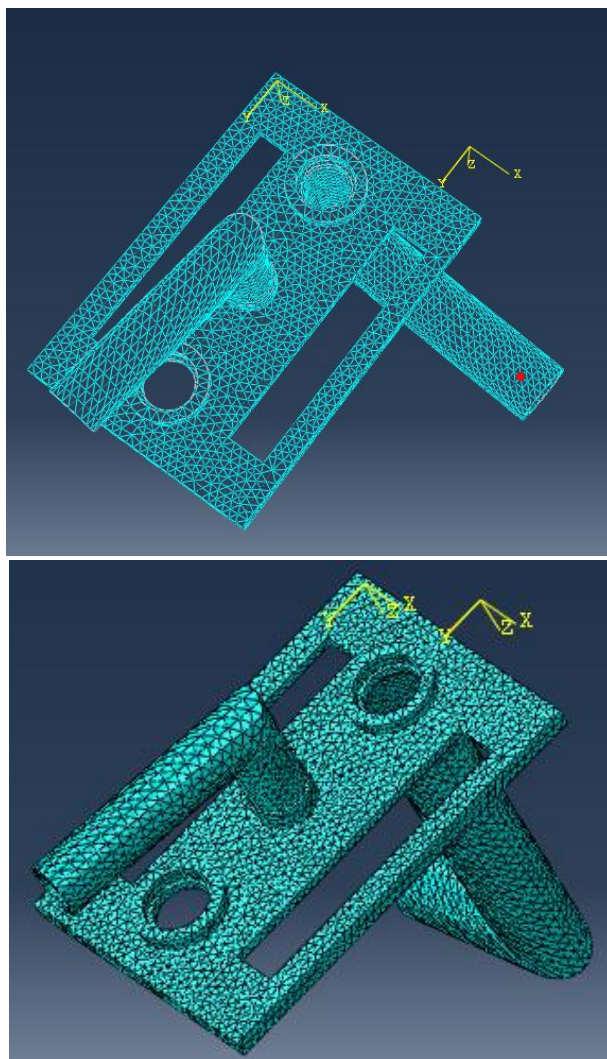


Fig.14.10. distribución de elementos tipo C3D10MH utilizada en la resolución de este caso. En la imagen superior la imagen con giro de cadera de 90° y -20° en la imagen inferior.

En la exposición de los resultados se mostrará exclusivamente la cadera, y supondremos que la carga puntual (dividida en cuatro puntos) en los centros de gravedad se acaba distribuyendo correctamente a lo largo de la longitud del tubo, evitando sobretensiones debidas al efecto de carga puntual.

Se obtienen los siguientes resultados:

Tabla 14.3 Resultados primer diseño en marcha.

| Parámetro | Cadera 90º | Cadera -20º |
|---|--------------------------|--------------------------|
| Desplazamiento máximo | 4.43×10^{-1} mm | 3.50×10^{-1} mm |
| Desplazamiento mínimo | 0 mm | 0 mm |
| Desplazamiento vertical máximo | 4.42×10^{-1} mm | 3.50×10^{-1} mm |
| Desplazamiento máximo en el perímetro de la fijación de la pierna | 1.98×10^{-1} mm | 1.83×10^{-1} mm |
| Máximo valor tensión V. Mises | 14.6 MPa | 20.7MPa |
| Mínimo valor tensión V.Mises | 68.1 kPa | 30.1kPa |

En las figuras, 14.11, 14.12, 14.13, 14.14, 14.15 y 14.16 se muestran las deformaciones y distribución de tensiones de Von Mises para los dos casos de pierna suspendida.

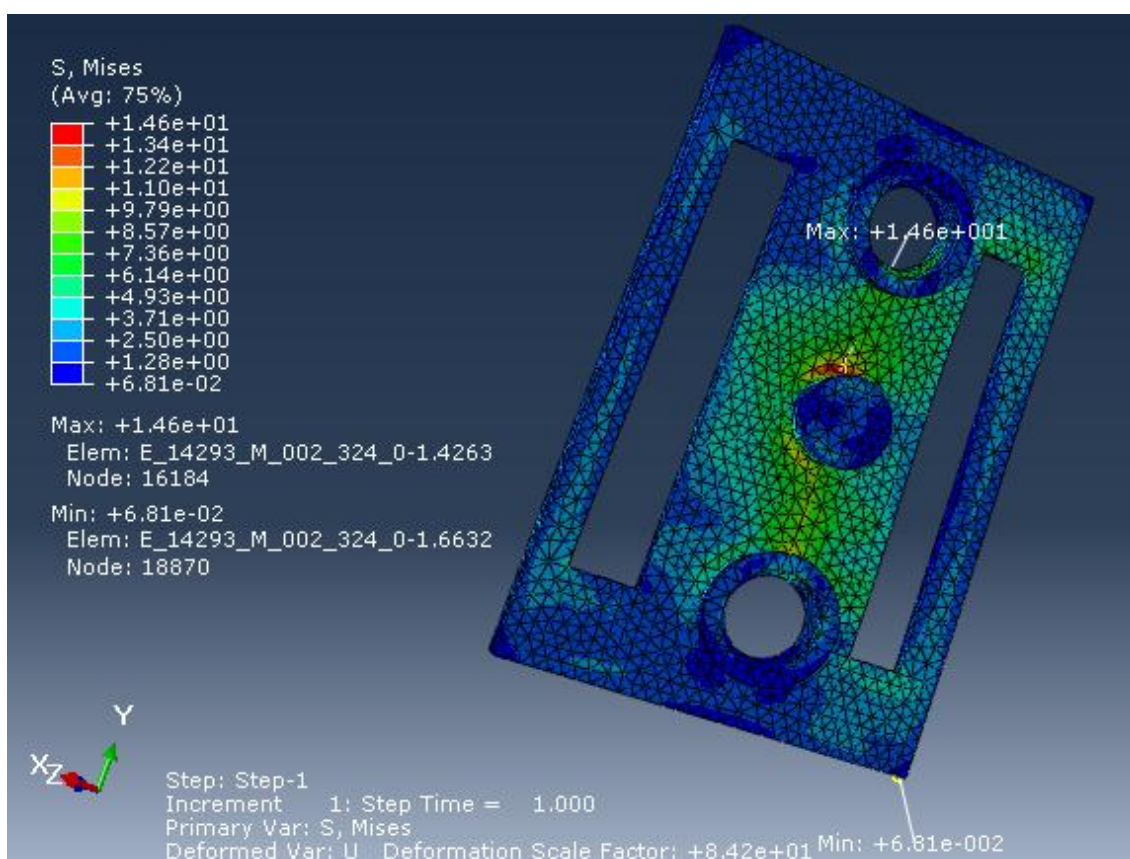


Fig 14.11 Distribución de tensiones de Von Mises en el caso de cadera con giro de 90º.

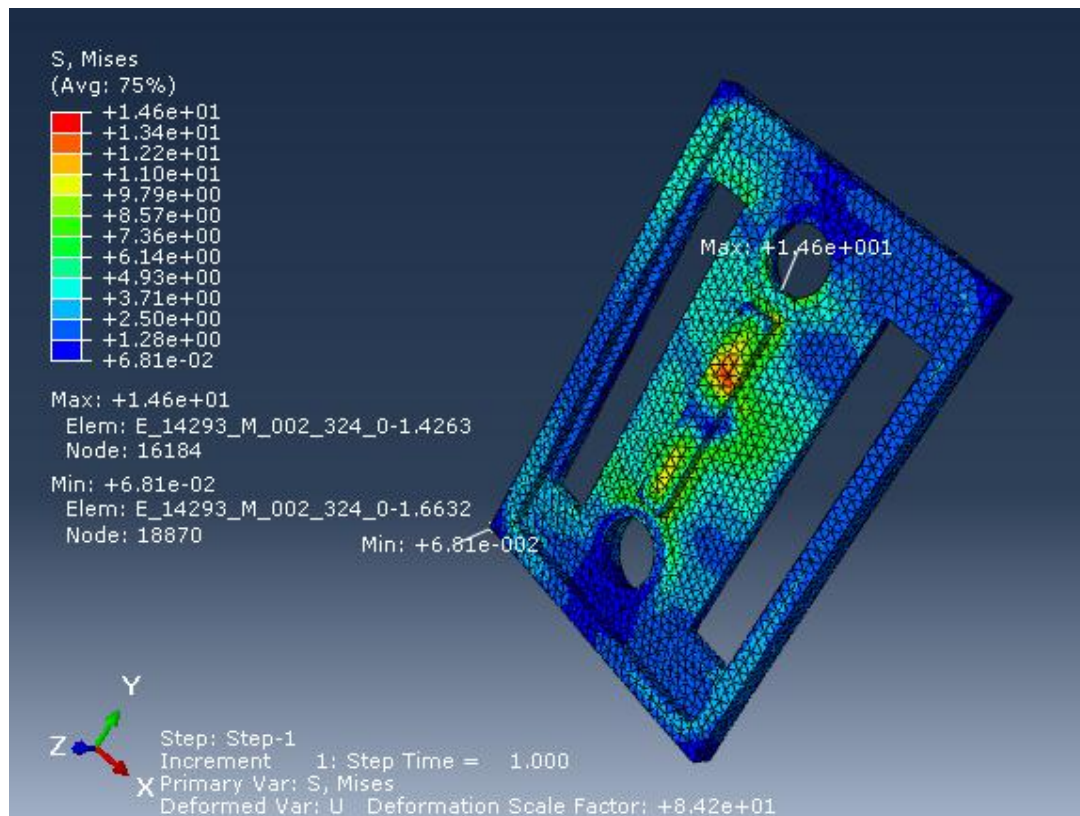


Fig 14.12 Distribución de tensiones de Von Mises en el caso de cadera con giro de 90°. Segunda vista.

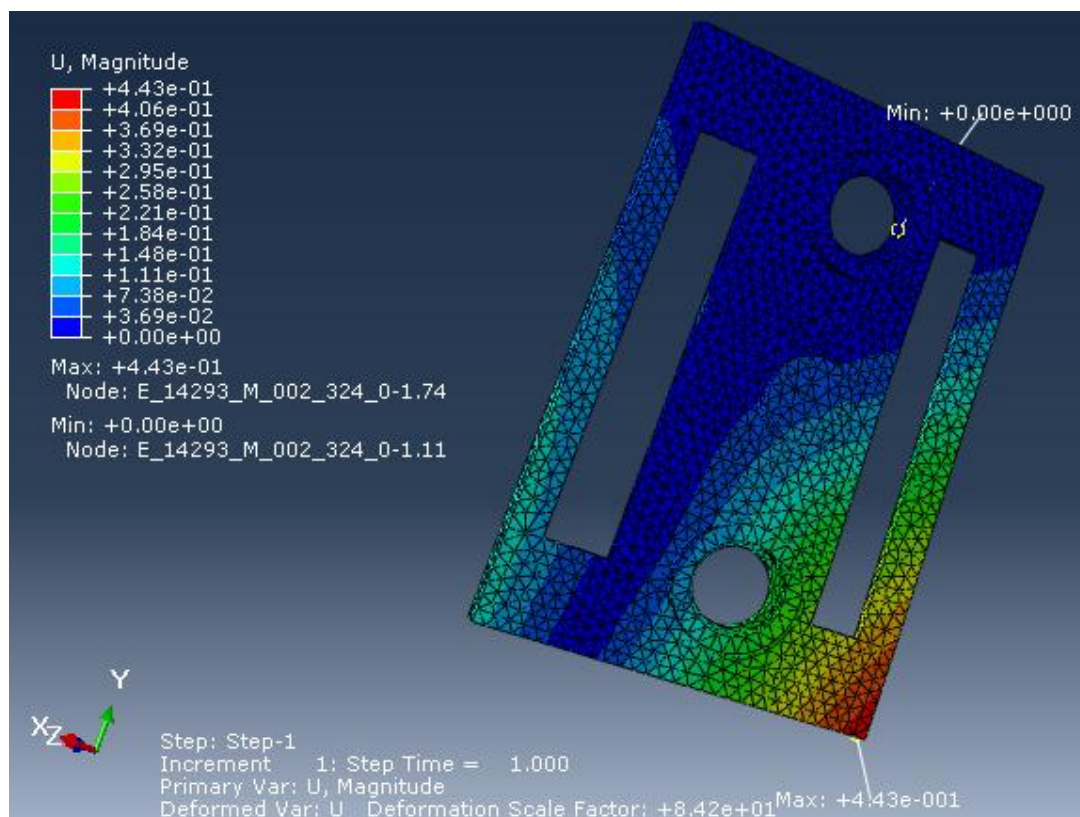


Fig 14.13 Desplazamiento sobre la superficie de la cadera en el caso de cadera con giro de 90°

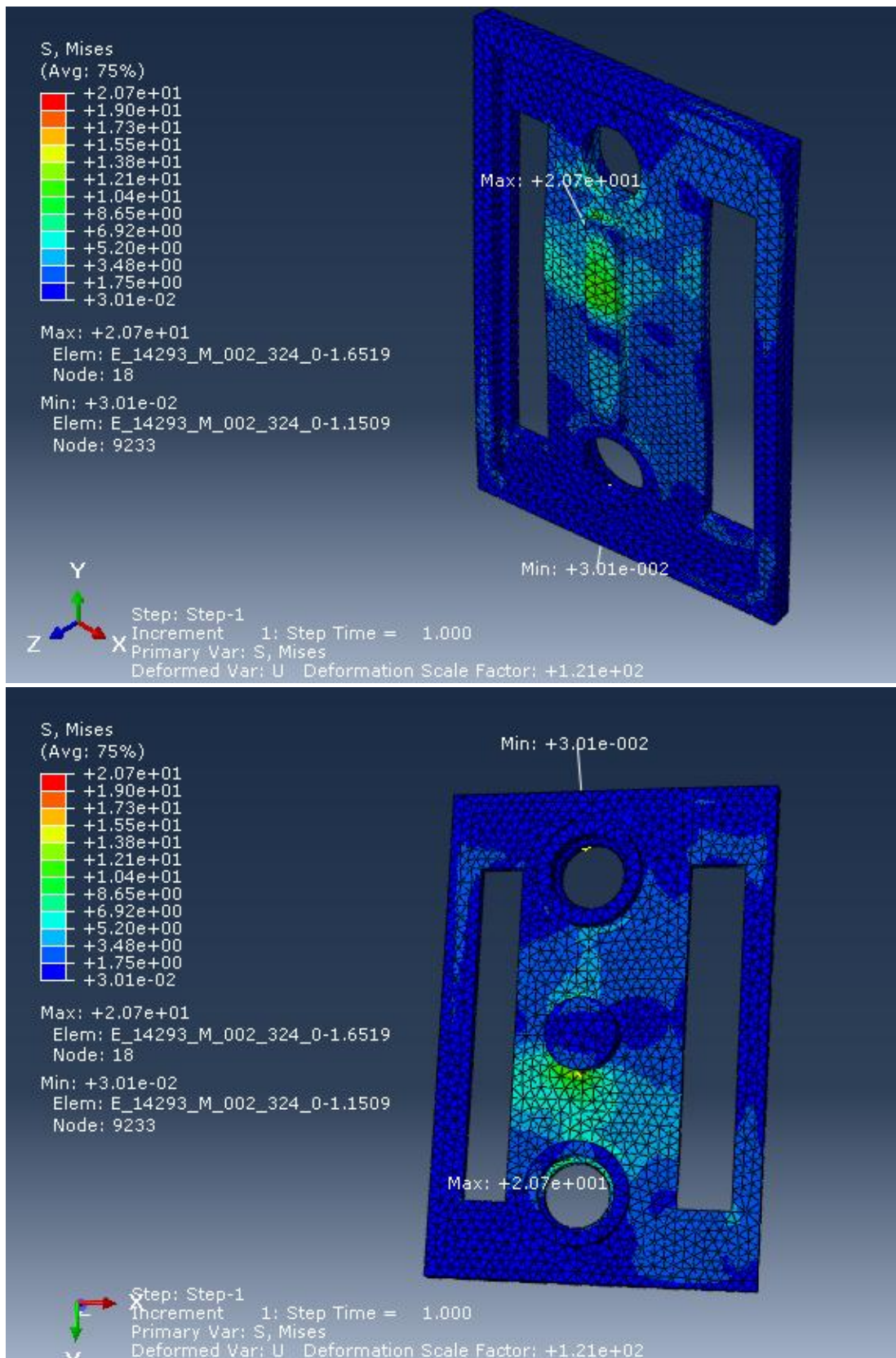


Fig 14.14 Distribución de tensiones de Von Mises en el caso de cadera con giro de -20°.

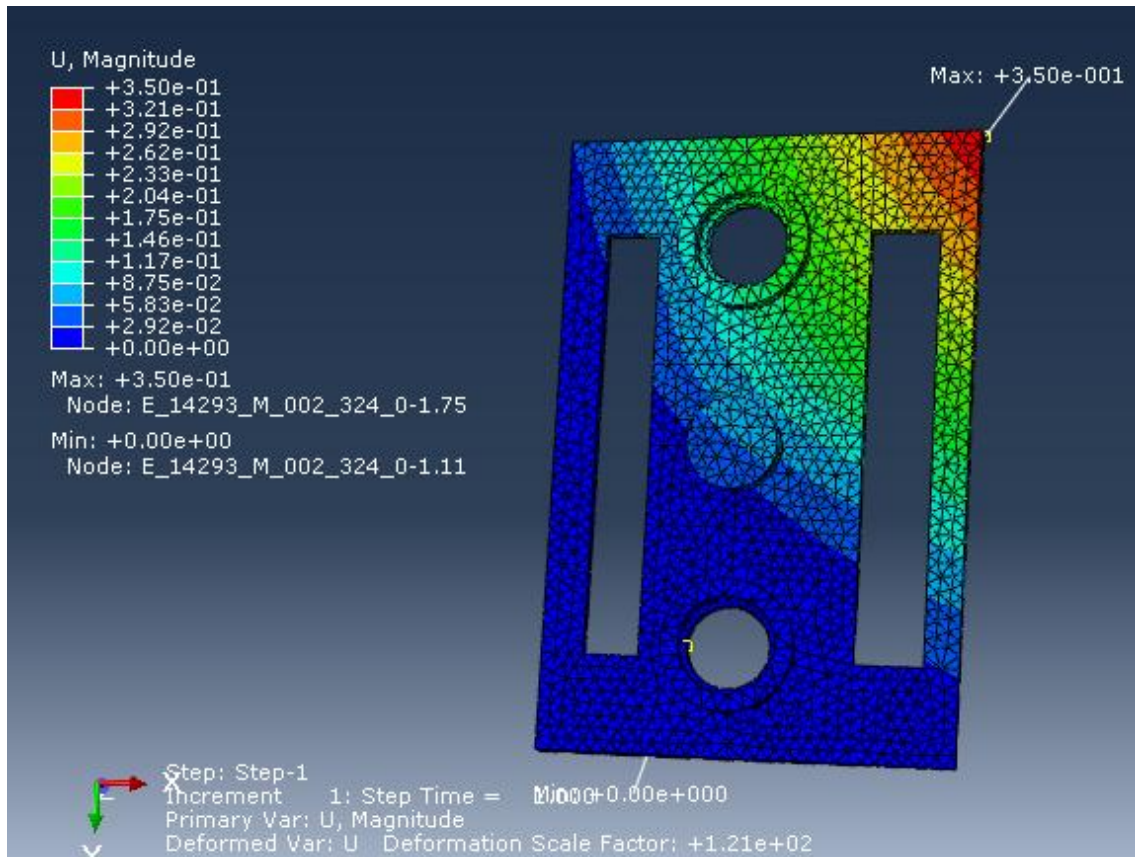


Fig 14.15 Desplazamiento sobre la superficie de la cadera en el caso de cadera con giro de -20°

15. Nuevo diseño adaptado al cuerpo de RH-2. Fibra de carbono

El diseño final se simplifica utilizando una plancha de fibra de carbono adaptada a la forma de la cintura del nuevo robot humanoide RH2 y en la que se han predispuesto los orificios para las sujeciones de cadera y columna que soporten el tronco. La geometría de esta pieza es una elipse de la que se muestran las dimensiones en la figura 15.1. Con este diseño se facilita la fabricación y se reducen sus costes, mientras que las propiedades se pueden alterar simplemente modificando el grosor de la plancha durante la fase de diseño, así como la orientación de las fibras de las distintas capas.

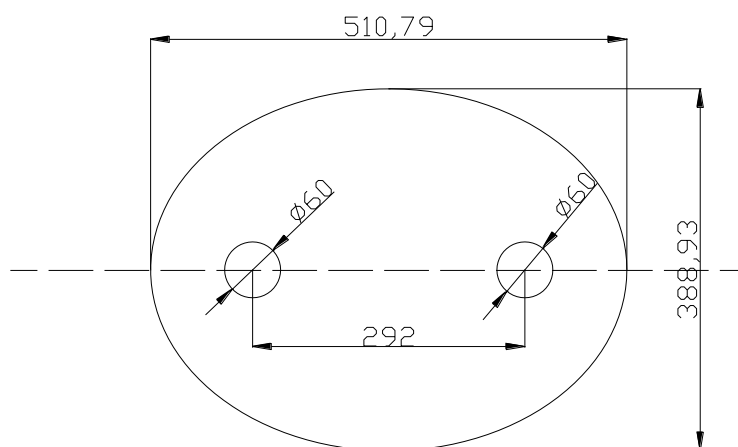


Fig 15.1 Dimensiones y diseño de la nueva cadera. (Unidades en mm)

La selección del material compuesto de fibra de carbono se realiza en base a una petición inicial de diseño, como alternativa al aluminio y por facilitar la fabricación. Aunque en esta caracterización del comportamiento de la pieza no se varíe el material base, si se varía su configuración interna.

En cuanto a la definición de la hipótesis de carga, se tiene en consideración las piezas que están en contacto con la cadera. Esto permite simular la rigidez que otorgan sobre la pieza que cubren, y además ejercen como transmisores de cargas. Estas piezas se definen en la simulación con las propiedades del aluminio y se mallan adecuadamente para la simulación. . Estas podrán ir atornilladas, pero en la simulación se identifican como unidas a la cadera con una fijación ideal. Pueden verse las dimensiones de estas piezas en las figuras 15.2 y 15.3, y además el montaje final se muestra en la figura 15.4.

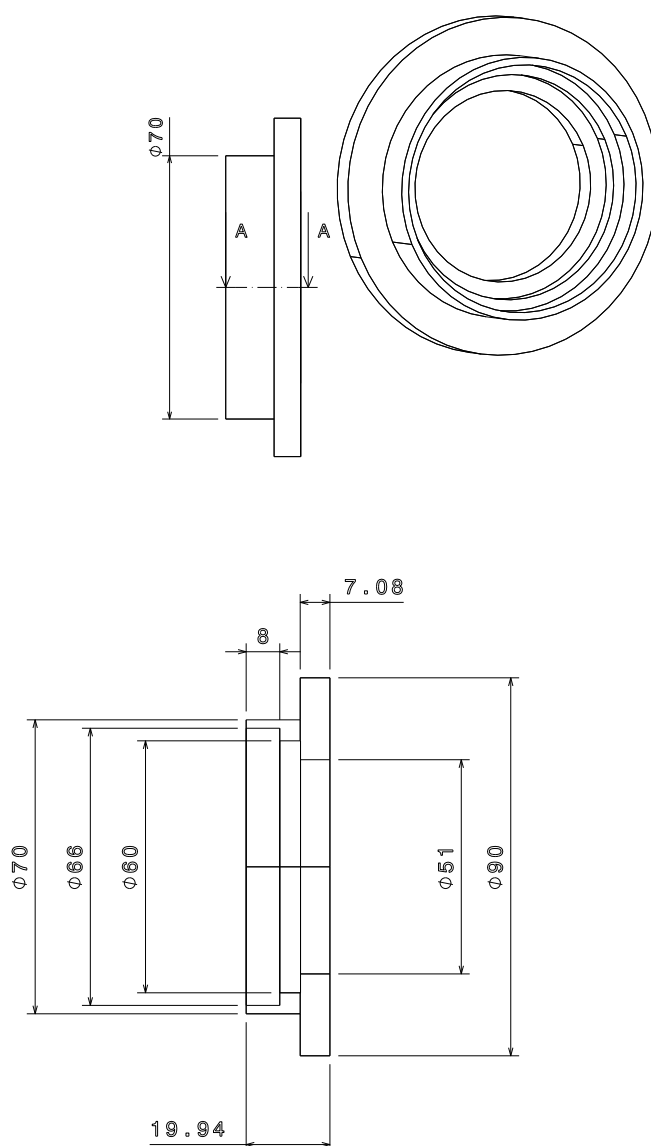


Fig 15.2 Dimensiones de la pieza que se acopla en el hueco de las piernas para la fijación de estas en la cadera.(Unidades en mm)

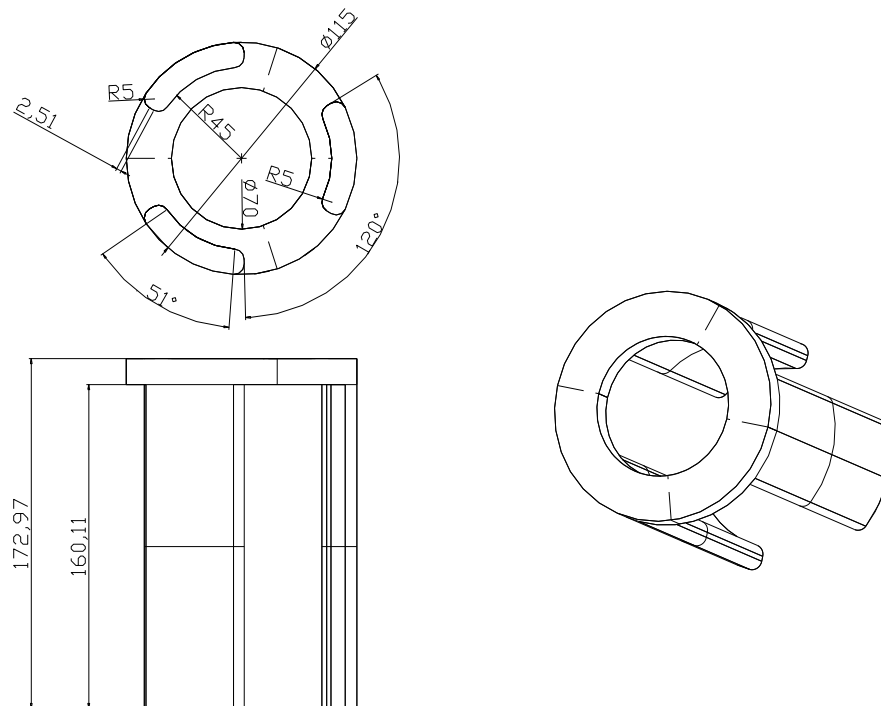


Fig 15.3 Dimensiones de la pieza que se acopla en el centro de la cadera y que será la fijación del cuerpo superior del robot a la cadera. (Unidades en mm)

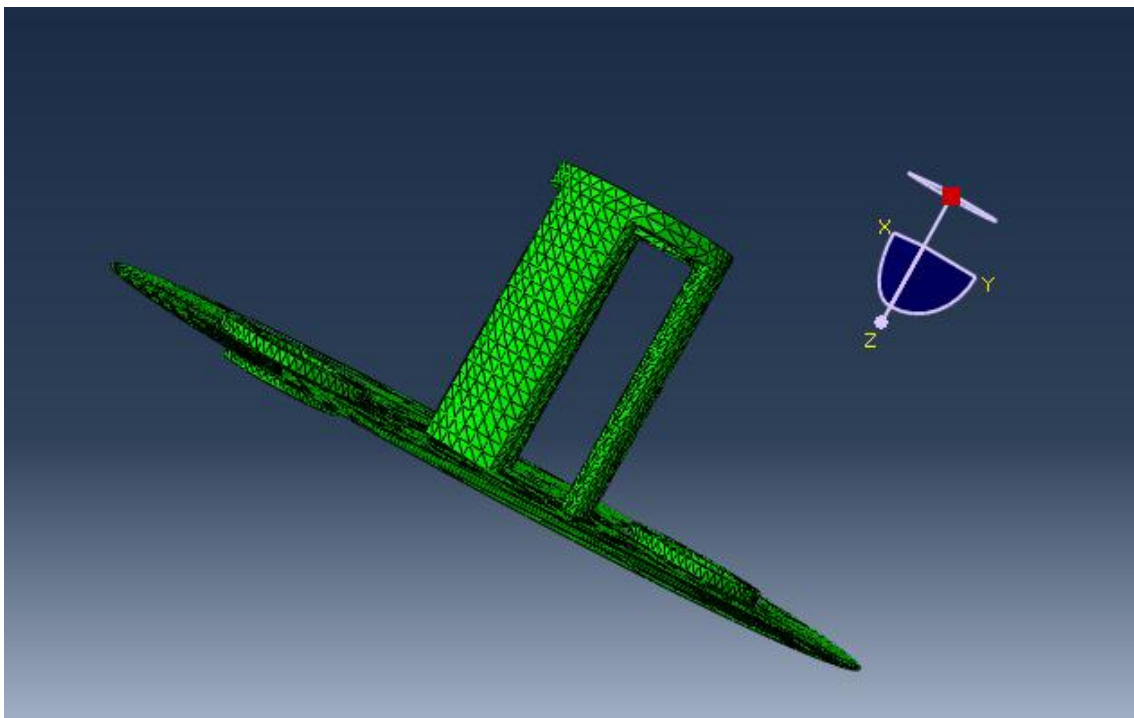


Fig 15.4 Visualización del montaje de la pieza junto a las fijaciones de aluminio que se incorporan en la simulación. .

El análisis realizado sobre distintos grosores de material y orientación de fibras genera una matriz de resultados con la que es posible evaluar el diseño óptimo, en base a las deformaciones y tensiones generadas.

Los grosores seleccionados inicialmente para el análisis son próximos al diseño original, de este modo se facilita la integración de la pieza. Estos grosores son 5, 8, 10 y 20 mm, tomándose las como orientaciones características del material 0/90, 45/-45 y 45/0/-45/90. Esto genera una matriz de resultados de 12 configuraciones de material por 4 configuraciones de solicitaciones.

Las configuraciones de las fibras de carbono en los distintos casos analizados se definen según las orientaciones de la figura 15.5, donde son descritas las direcciones principales que se utilizan en el análisis.

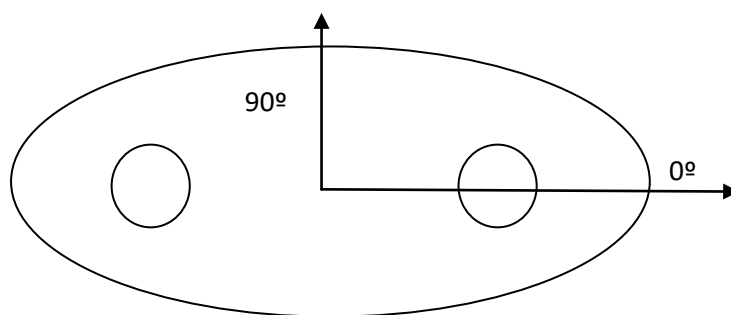


Fig.15.5 Descripción de las orientaciones características de la pieza, según las cuales se definen las orientaciones de las fibras de carbono en las distintas láminas de material compuesto.

La distribución de capas para la simulación de material se define mediante capas de 0.25 mm. El grosor total del material se define por acumulación de capas y en Abaqus se indican los valores absolutos. En cuanto a la simulación se indica que se siga la regla de integración de Simpson y que se definan 3 puntos de integración. Las propiedades del compuesto de fibra de carbono son las indicadas en la tabla Anexo II.1 y el mallado de la pieza es tipo S4R con alguna región S3 en lo referente a la cadera según permiten el elemento tipo “shell” con el que se ha simplificado la pieza. El resto de componentes está mallado con componentes tetraédricos tipo C3D4.

La disposición de fibras de las distintas configuraciones que se definen en la simulación se muestra en las figuras 15.6, 15.7 y 15.8.

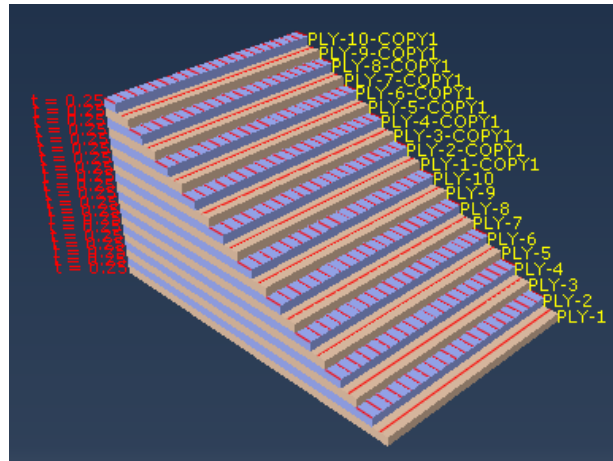


Fig 15.6 Distribución de capas de 0.25 mm en la lámina de fibra de carbono de 5 mm a 0/90

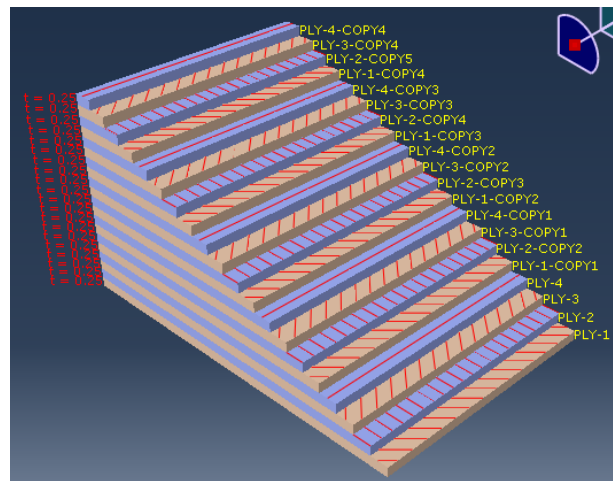


Fig 15.7 Distribución de capas en la lámina de fibra de carbono de 5 mm a 45/0/-45/90

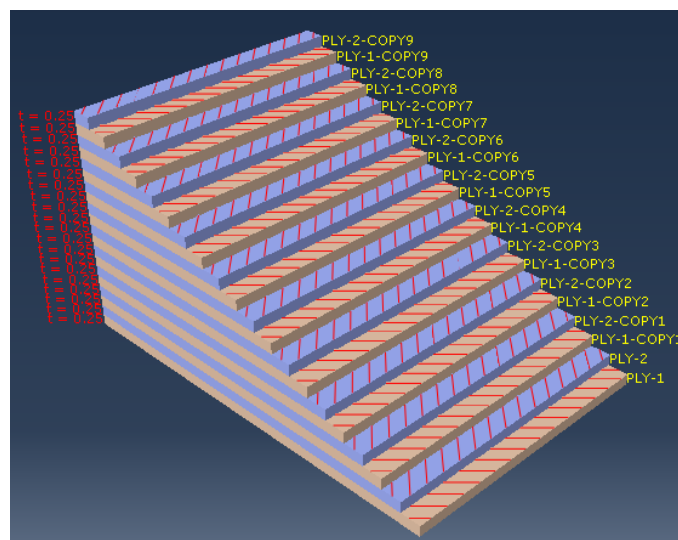


Fig 15.8 Distribución de capas en la lámina de fibra de carbono de 5 mm a 45/-45

El montaje que se define para simular los momentos necesarios para conseguir el equilibrio estático es el mostrado en la figura 15.9. Como se indicó previamente, las piezas simuladas para definir las fijaciones de la placa de material compuesto de fibra de carbono se definen con las propiedades del aluminio. El resto de complementos (tubos) usados para simular los momentos se definen con un material ficticio de elevado módulo de elasticidad. De esta manera se permite el mallado en Abaqus y el uso de esta característica para definir los contactos o fijaciones. Estas fijaciones se simulan mediante *constrain type: Tie*. En cuanto a la definición de pieza master, lo recomendable es usar la pieza con el mallado más sencillo, pero si queremos mostrar la distribución de tensiones en la superficie del material compuesto, es recomendable dejar la cadera como pieza master para no perder información de las zonas en contacto.

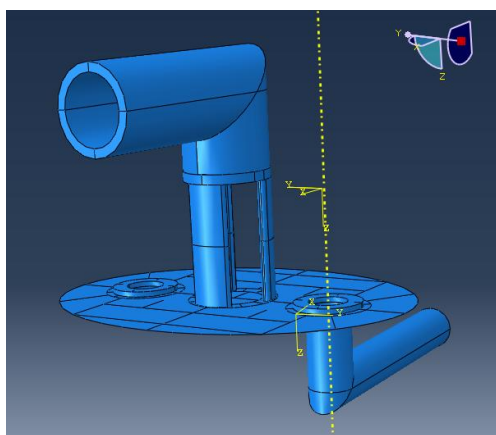


Fig 15.9 Composición usada para la simulación (cadera 90°).

En cuanto a las cargas en los extremos de los elementos usados para simular el centro de gravedad total, estas se distribuyen en cuatro puntos en torno al extremo del cilindro donde deben ir las cargas. Las cargas resultantes por punto son $F_s/4$ ($269.5\text{N} / 4$) en el cuerpo superior y $F_p/4$ ($123.65\text{N}/4$) en la pierna. Esta composición se detalla en la figura 15.10

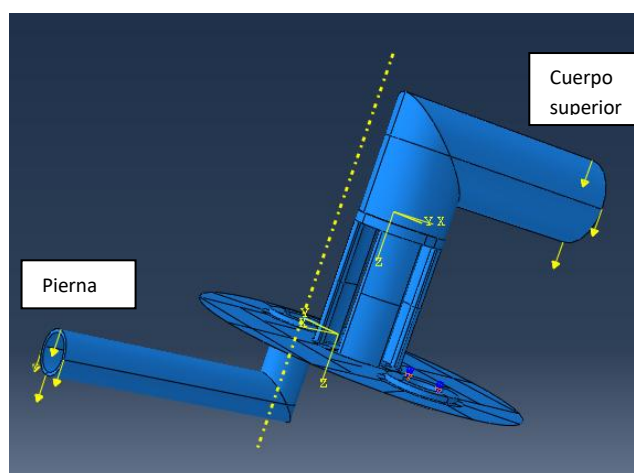


Fig 15.10 En la representación se muestran cuatro cargas puntuales por centro de gravedad en las que se distribuye el peso total de las dos partes (cuerpo superior y pierna).

15.1. Resultados característicos del nuevo diseño

Los resultados obtenidos de la simulación se detallan en las tablas 15.1, 15.2, 15.3 y 15.4 para cada uno de los casos y grosores de la nueva cadera.

Tabla 15.1 Desplazamientos máximos de nodos en la cadera de fibra de carbono.

| | Apoyado Biempotrada. | | Apoyado Deslizamiento | | Cadera 90º | | Cadera -20 | |
|---------------------|-------------------------|-------------|--------------------------|-------------|------------|-------------|------------|-------------|
| CASO | U [mm] | UR [rad] | U [mm] | UR [rad] | U [mm] | UR [rad] | U [mm] | UR [rad] |
| 5mm 0/90 | 7,24E-02 | 1,27E-03 | 4,09E+00 | 1,23E-02 | 7,93E+00 | 3,09E-02 | 1,09E+01 | 4,64E-02 |
| 5mm 45/-45 | 8,93E-02 | 1,40E-03 | 5,51E+00 | 1,68E-02 | 1,09E+01 | 3,90E-02 | 9,26E+00 | 3,26E-02 |
| 5mm 45/0/-45/90 | 7,39E-02 | 1,30E-03 | 4,41E+00 | 1,30E-02 | 8,42E+00 | 3,07E-02 | 1,00E+01 | 3,73E-02 |
| 8mm 0/90 | 2,96E-02 | 4,41E-04 | 1,43E+00 | 4,12E-03 | 2,57E+00 | 9,73E-03 | 4,42E+00 | 1,85E-02 |
| 8mm 45/-45 | 3,78E-02 | 4,69E-04 | 1,87E+00 | 5,69E-03 | 3,55E+00 | 1,24E-02 | 3,84E+00 | 1,37E-02 |
| 8mm 45/0/-45/90 | 2,90E-02 | 4,32E-04 | 1,41E+00 | 4,07E-03 | 2,66E+00 | 9,46E-03 | 3,28E+00 | 1,23E-02 |
| 10mm 0/90 | 2,01E-02 | 2,78E-04 | 8,88E-01 | 2,52E-03 | 1,57E+00 | 5,79E-03 | 2,78E+00 | 1,18E-02 |
| 10mm 45/-45 | 2,51E-02 | 2,85E-04 | 1,09E+00 | 3,28E-03 | 2,14E+00 | 7,41E-03 | 1,89E+00 | 6,70E-03 |
| 10mm 45/0/-45/90 | 1,96E-02 | 2,66E-04 | 8,67E-01 | 2,45E-03 | 1,62E+00 | 5,60E-03 | 2,03E+00 | 7,62E-03 |
| 20mm 0/90 | 5,96E-03 | 6,63E-05 | 2,46E-01 | 6,61E-04 | 4,19E-01 | 1,34E-03 | 7,26E-01 | 3,00E-03 |
| 20mm 45/-45 | 8,40E-03 | 7,47E-05 | 2,83E-01 | 8,00E-04 | 5,26E-01 | 1,66E-03 | 5,22E-01 | 1,80E-03 |
| 20mm 45/0/-45/90 | 5,75E-03 | 6,05E-05 | 2,34E-01 | 6,25E-04 | 4,15E-01 | 1,28E-03 | 5,37E-01 | 7,45E-04 |

Tabla 152. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus.

| Apoyado. Biempotrado | | | | | | |
|----------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| CASO | SMISES | | TSAIH | | TSAIW | |
| | MAX | MIN | MAX | MIN | MAX | MIN |
| 5mm 0/90 | 2,17E-01 | 6,45E-02 | 3,28E-02 | 1,14E-04 | 3,29E-02 | 1,20E-04 |
| 5mm 45/-45 | 2,10E+01 | 2,14E-02 | 2,90E-02 | 4,38E-05 | 3,00E-02 | 4,23E-05 |
| 5mm 45/0/-45/90 | 1,96E+01 | 7,61E+02 | 2,48E-02 | 8,15E-05 | 2,54E-02 | 8,70E-05 |
| 8mm 0/90 | 7,43E+00 | 3,51E-02 | 1,10E-02 | 7,02E-05 | 1,13E-02 | 6,51E-05 |
| 8mm 45/-45 | 6,58E+00 | 1,28E-02 | 1,15E-02 | 3,87E-05 | 1,20E-02 | 3,78E-05 |
| 8mm 45/0/-45/90 | 7,78E+00 | 3,67E-02 | 9,26E-03 | 3,70E-05 | 9,26E-03 | 3,73E-05 |
| 10mm 0/90 | 4,83E+00 | 2,03E-02 | 7,00E-03 | 4,12E-05 | 7,04E-03 | 3,88E-05 |
| 10mm 45/-45 | 5,14E+00 | 1,26E-02 | 7,08E-03 | 3,44E-05 | 7,34E-03 | 3,39E-05 |
| 10mm 45/0/-45/90 | 4,97E+00 | 2,71E-02 | 6,06E-03 | 2,50E-05 | 6,05E-03 | 2,48E-05 |
| 20mm 0/90 | 1,73E+00 | 1,30E-02 | 2,09E-03 | 3,05E-05 | 2,18E-03 | 2,80E-05 |
| 20mm 45/-45 | 1,74E+00 | 1,31E-02 | 2,74E-03 | 2,49E-05 | 2,86E-03 | 2,55E-05 |
| 20mm 45/0/-45/90 | 1,65E+00 | 1,34E-02 | 1,83E-03 | 1,55E-05 | 1,89E-03 | 1,63E-05 |

Tabla 15.3. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus.

| Apoyado. Pierna con deslizamiento | | | | | | |
|-----------------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| CASO | SMISES | | TSAIH | | TSAIW | |
| | MAX | MIN | MAX | MIN | MAX | MIN |
| 5mm 0/90 | 8,84E+01 | 1,50E-01 | 1,07E-01 | 3,12E-04 | 1,07E-01 | 3,31E-04 |
| 5mm 45/-45 | 8,41E+01 | 1,39E-01 | 1,56E-01 | 3,91E-04 | 1,63E-01 | 3,55E-04 |
| 5mm 45/0/-45/90 | 9,23E+01 | 1,36E-01 | 1,36E-01 | 1,59E-04 | 1,41E-01 | 1,67E-04 |
| 8mm 0/90 | 3,58E+01 | 7,79E-02 | 4,57E-02 | 1,86E-04 | 4,81E-02 | 1,93E-04 |
| 8mm 45/-45 | 3,88E+01 | 1,24E-01 | 6,16E-02 | 1,79E-04 | 5,98E-02 | 1,89E-04 |
| 8mm 45/0/-45/90 | 3,89E+01 | 7,27E-02 | 4,39E-02 | 9,44E-05 | 4,48E-02 | 9,80E-05 |
| 10mm 0/90 | 2,91E+01 | 5,36E-02 | 3,52E-02 | 1,54E-04 | 3,55E-02 | 1,60E-04 |
| 10mm 45/-45 | 3,07E+01 | 1,07E-01 | 4,14E-02 | 2,90E-04 | 4,28E-02 | 3,05E-04 |
| 10mm 45/0/-45/90 | 2,87E+01 | 5,14E-02 | 3,12E-02 | 6,66E-05 | 3,16E-02 | 7,03E-05 |
| 20mm 0/90 | 1,12E+01 | 1,78E-02 | 1,49E-02 | 3,00E-05 | 1,64E-02 | 3,25E-05 |
| 20mm 45/-45 | 1,00E+01 | 2,44E-02 | 1,64E-02 | 9,58E-05 | 1,77E-02 | 1,05E-04 |
| 20mm 45/0/-45/90 | 1,13E+01 | 1,79E-02 | 1,22E-02 | 2,27E-05 | 1,26E-02 | 2,41E-05 |

Tabla 15.4. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus.

| Cadera 90º | | | | | | |
|------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| CASO | SMISES | | TSAIH | | TSAIW | |
| | MAX | MIN | MAX | MIN | MAX | MIN |
| 5mm 0/90 | 1,65E+02 | 1,15E+00 | 2,16E-01 | 3,00E-03 | 2,20E-01 | 2,77E-03 |
| 5mm 45/-45 | 1,70E+02 | 9,14E-01 | 2,68E-01 | 2,23E-03 | 2,75E-01 | 2,20E-03 |
| 5mm 45/0/-45/90 | 1,61E+02 | 1,36E+00 | 2,68E-01 | 1,44E-03 | 2,70E-01 | 1,45E-03 |
| 8mm 0/90 | 6,80E+01 | 5,95E-01 | 9,12E-02 | 1,55E-03 | 9,05E-02 | 1,69E-03 |
| 8mm 45/-45 | 7,60E+01 | 3,60E-01 | 1,21E-01 | 1,03E-03 | 1,13E-01 | 9,56E-04 |
| 8mm 45/0/-45/90 | 6,99E+01 | 7,75E-01 | 8,35E-02 | 8,71E-04 | 8,48E-02 | 8,69E-04 |
| 10mm 0/90 | 5,38E+01 | 4,58E-01 | 6,69E-02 | 1,05E-03 | 6,47E-02 | 1,14E-03 |
| 10mm 45/-45 | 6,06E+01 | 2,50E-01 | 7,77E-02 | 1,14E-03 | 7,55E-02 | 1,07E-03 |
| 10mm 45/0/-45/90 | 5,27E+01 | 4,83E-01 | 5,62E-02 | 5,61E-04 | 5,68E-02 | 5,64E-04 |
| 20mm 0/90 | 2,05E+01 | 7,98E-02 | 2,74E-02 | 2,04E-04 | 2,95E-02 | 2,18E-04 |
| 20mm 45/-45 | 1,94E+01 | 1,33E-01 | 2,81E-02 | 3,77E-04 | 3,02E-02 | 4,00E-04 |
| 20mm 45/0/-45/90 | 2,04E+01 | 1,02E-01 | 2,20E-02 | 1,06E-04 | 2,28E-02 | 1,13E-04 |

Tabla 15.5. Identificación de fallo según la simulación en Abaqus.

| Cadera -20º | | | | | | |
|------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| CASO | SMISES | | TSAIH | | TSAIW | |
| | MAX | MIN | MAX | MIN | MAX | MIN |
| 5mm 0/90 | 2,51E+02 | 1,35E+00 | 3,74E-01 | 3,54E-03 | 4,01E-01 | 3,74E-03 |
| 5mm 45/-45 | 2,43E+02 | 6,10E-01 | 3,52E-01 | 1,29E-03 | 3,52E-01 | 1,30E-03 |
| 5mm 45/0/-45/90 | 2,59E+02 | 1,15E+00 | 4,10E-01 | 1,68E-03 | 4,10E-01 | 1,80E-03 |
| 8mm 0/90 | 1,02E+02 | 6,85E-01 | 2,03E-01 | 2,39E-03 | 1,85E-01 | 2,35E-03 |
| 8mm 45/-45 | 1,08E+02 | 5,62E-01 | 1,33E-01 | 8,85E-04 | 1,32E-01 | 9,60E-04 |
| 8mm 45/0/-45/90 | 1,02E+02 | 5,16E-01 | 1,22E-01 | 7,22E-04 | 1,21E-01 | 7,79E-04 |
| 10mm 0/90 | 7,54E+01 | 4,51E-01 | 1,39E-01 | 1,73E-03 | 1,17E-01 | 1,75E-03 |
| 10mm 45/-45 | 8,58E+01 | 3,50E-01 | 9,20E-02 | 8,33E-04 | 9,50E-02 | 9,14E-04 |
| 10mm 45/0/-45/90 | 7,79E+01 | 3,81E-01 | 7,80E-02 | 4,88E-04 | 7,88E-02 | 5,30E-04 |
| 20mm 0/90 | 2,66E+01 | 1,03E-01 | 4,13E-02 | 2,86E-04 | 4,11E-02 | 2,81E-04 |
| 20mm 45/-45 | 3,35E+01 | 1,05E-01 | 4,05E-02 | 2,18E-04 | 4,24E-02 | 2,36E-04 |
| 20mm 45/0/-45/90 | 3,08E+01 | 8,48E-02 | 3,51E-02 | 1,08E-04 | 3,59E-02 | 1,15E-04 |

Los resultados obtenidos se procesan y se muestran en gráficos comparativos en los que ver la evolución de las propiedades según configuración de fibras y grosor de material. En las figuras 15.11 y 15.12 se muestran distintos gráficos con la distribución de deformaciones máximas de la cadera para cada uno de los distintos casos de cargas.

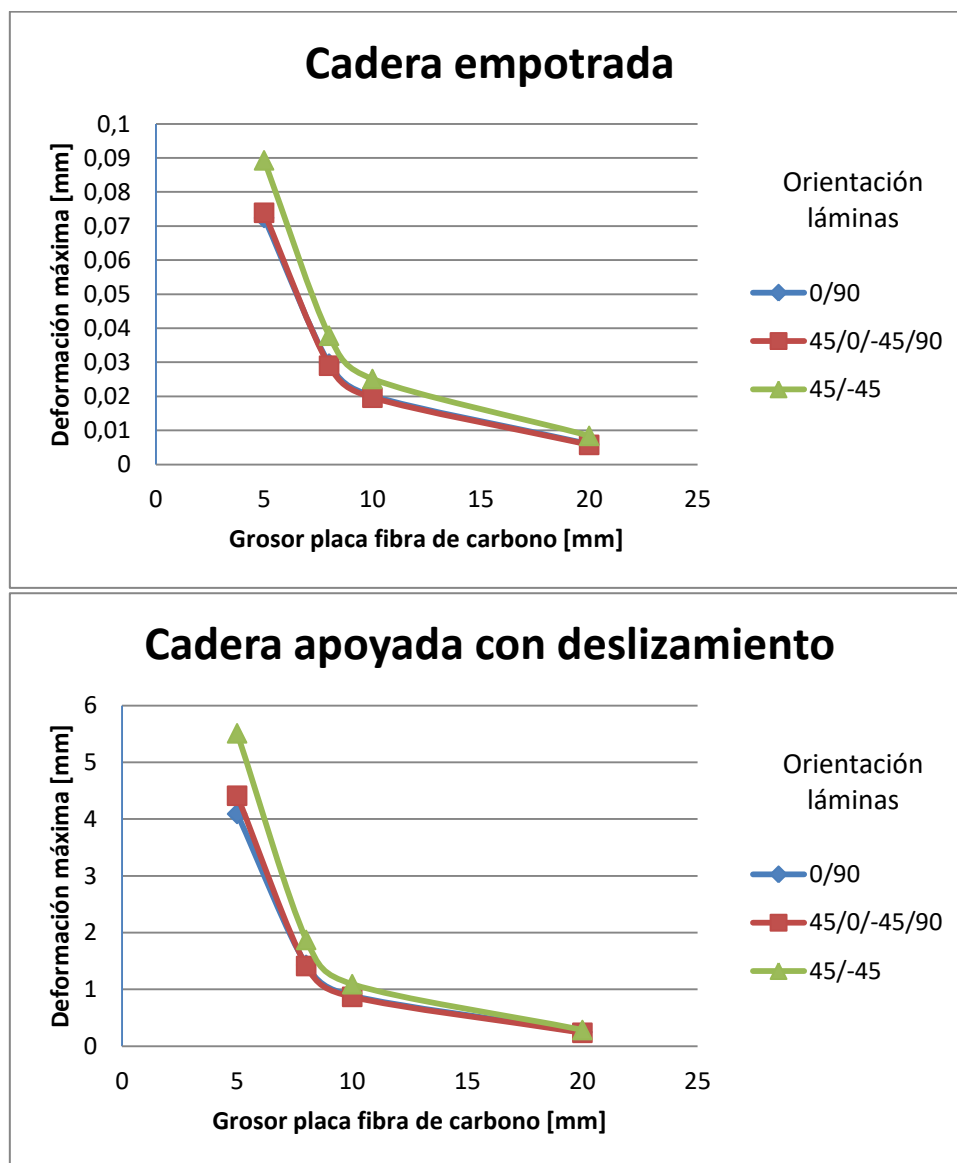


Fig. 15.11. Deformaciones máximas de la cadera apoyada, caso de cadera empotrada en el gráfico superior y cadera apoyada con deslizamiento en una pierna en el gráfico inferior.

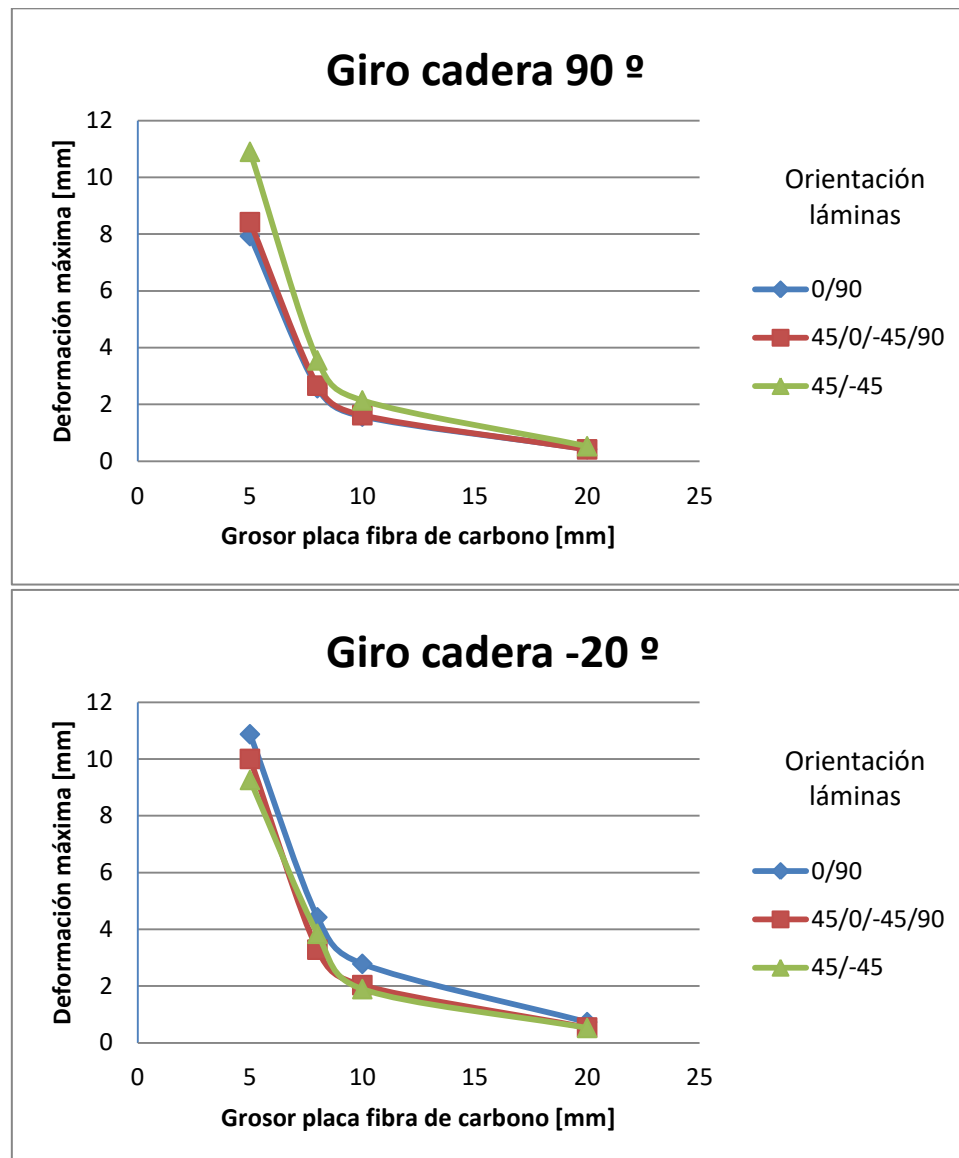


Fig. 15.12. Deformaciones máximas de la cadera con una pierna suspendida, caso de cadera girada 90° en el gráfico superior y cadera girada -20° en el gráfico inferior.

Las gráficas de las figuras 15.13 y 15.14 muestran la distribución de giros relativos sobre la superficie de la cadera debido a las distintas etapas de la marcha.

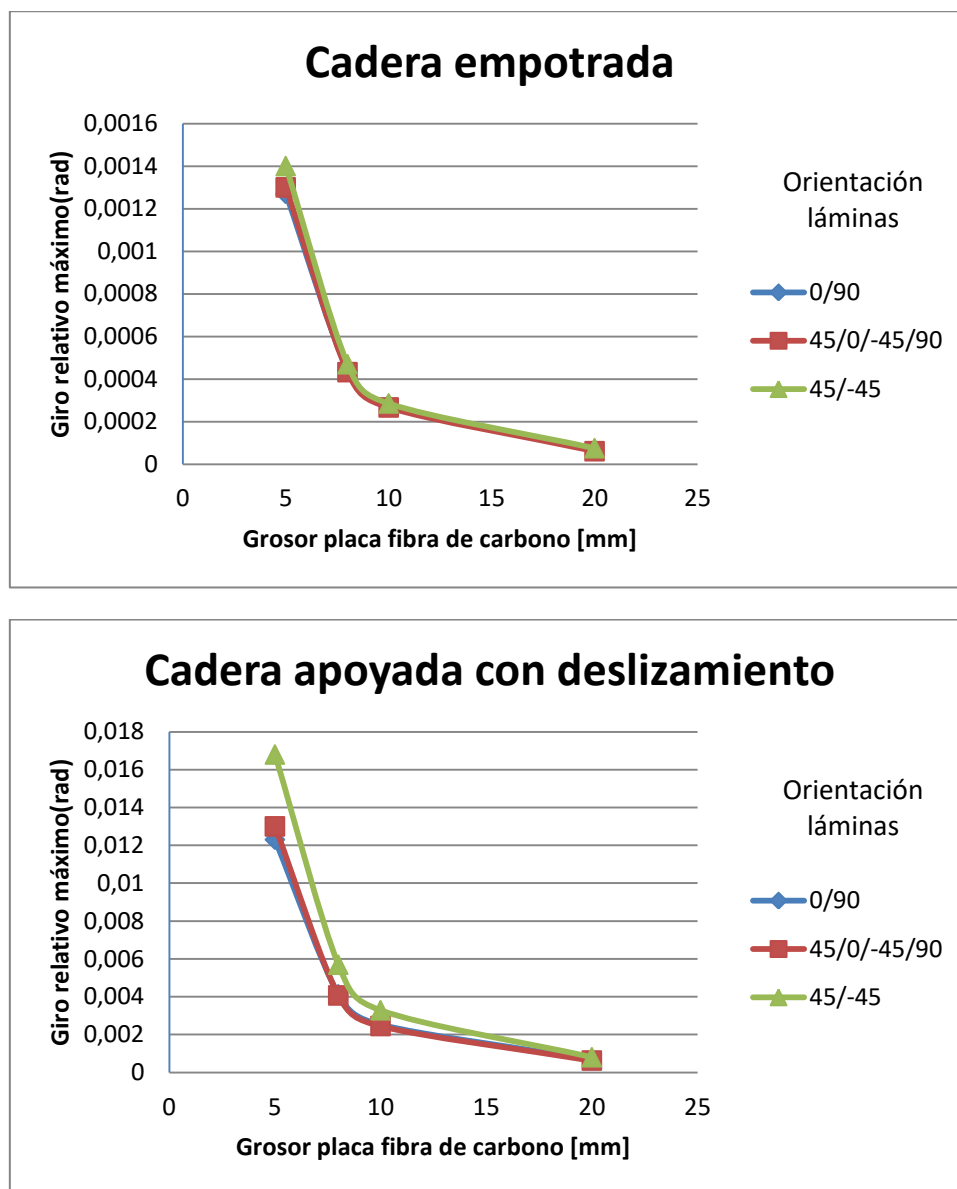


Fig. 15.13. Giro relativo máximo de la cadera apoyada, caso de cadera empotrada en el gráfico superior y cadera apoyada con deslizamiento en una pierna en el gráfico inferior.

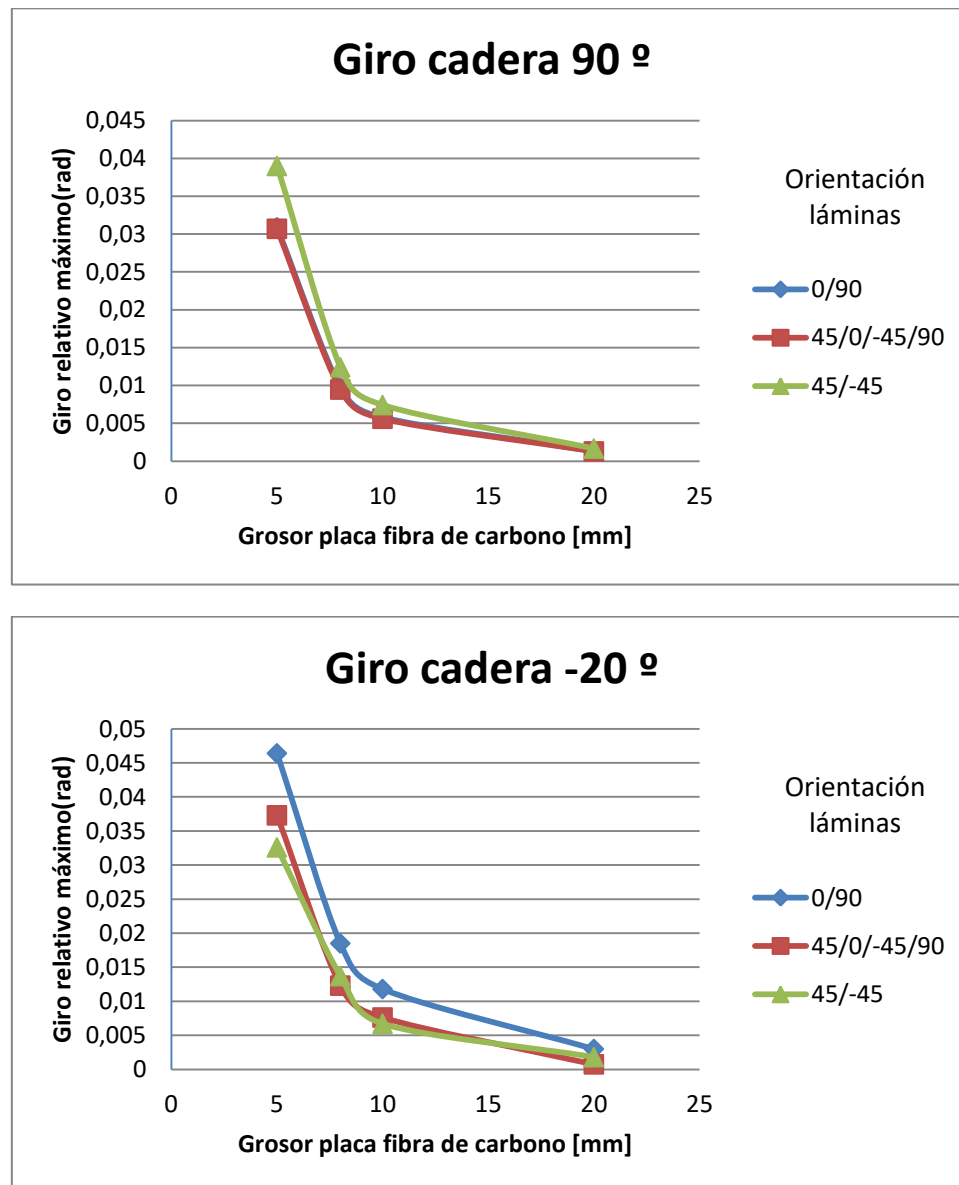


Fig. 15.14. Giro relativo máximo de la cadera con una pierna suspendida, caso de cadera girada 90° en el gráfico superior y cadera girada -20° en el gráfico inferior.

En cuanto a las tensiones y los criterios de fallo se focaliza la atención en el caso donde la pierna está retrasada debido a un giro de cadera de -20° . En las figuras 15.5 y 15.6 se muestran las comparativas de las distribuciones de los criterios de fallo de Tsai-Hill y Tsai-Wu, además de las tensiones de von Mises.

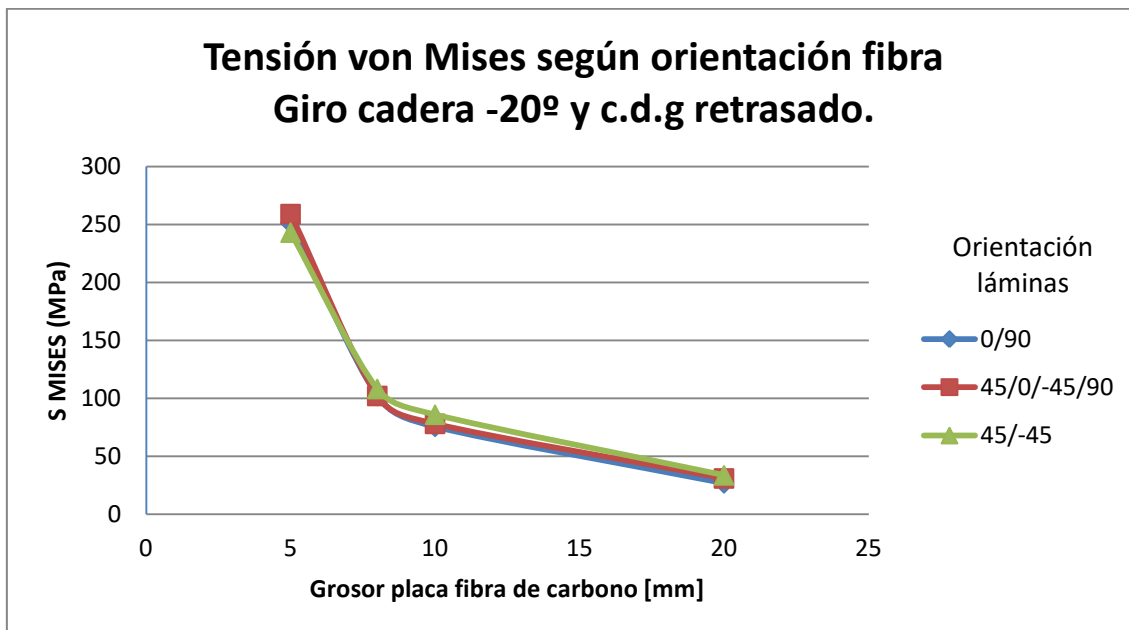


Fig. 15.15. Tensiones de von Mises en el caso más crítico simulado, giro cadera -20° y retraso del centro de gravedad, asociadas a cada una de las distintas configuraciones de fibras de la cadera (0/90, 45/0/-45/90, 45/-45)

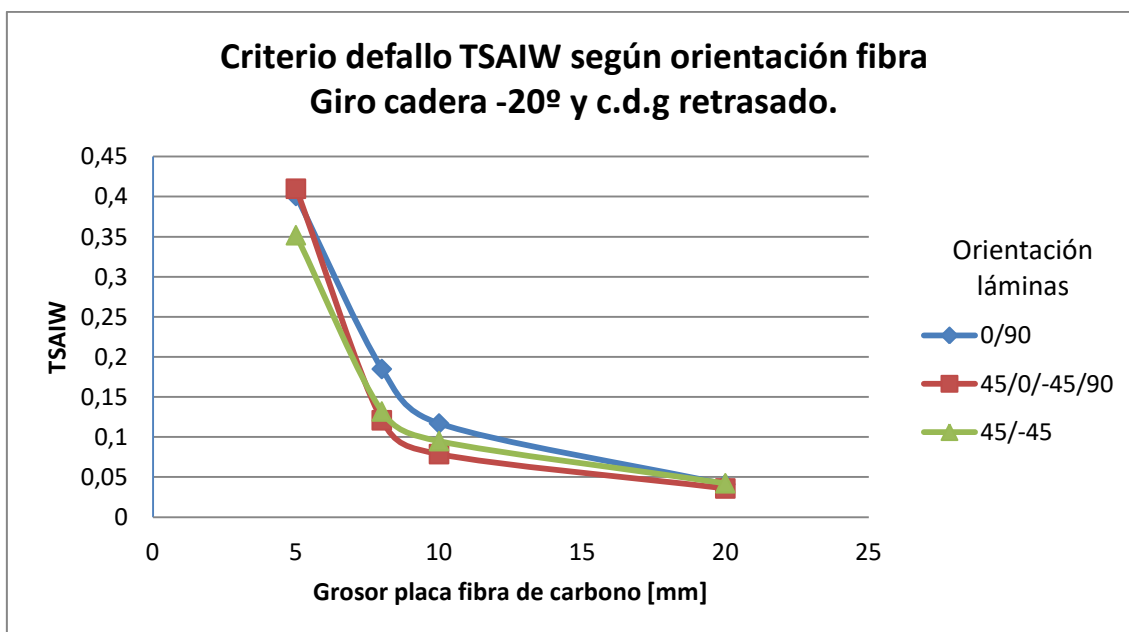
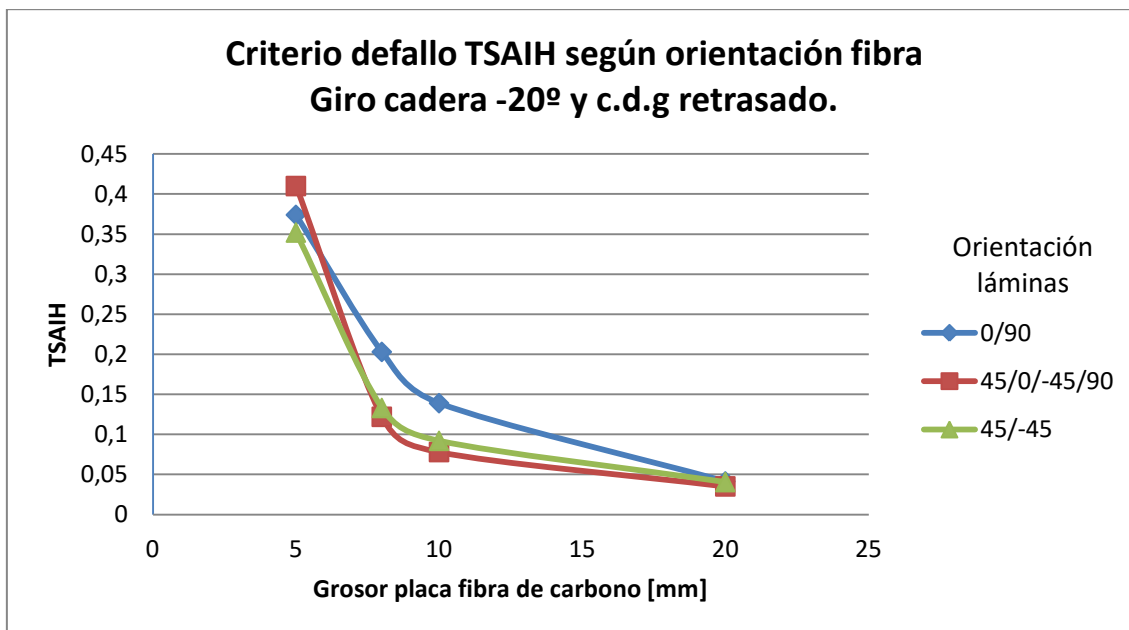


Fig. 15.16. Criterio de fallo según TSAIH y TSAIW en el caso más crítico simulado, giro cadera -20° y retraso del centro de gravedad, asociadas a cada una de las distintas configuraciones de fibras de la cadera (0/90, 45/0/-45/90, 45/-45)

15.2. Distribución de tensiones y localización de deformaciones

A continuación se muestra el detalle de las deformaciones, tensiones y criterio de fallo de las piezas de 5 mm y de 20 mm de grosor con orientaciones de fibras 45/0/-45/90. Posteriormente se incluye la representación de las tensiones de von Mises del resto de configuraciones de fibras. Para esta representación se define en Abaqus que se registren los resultados de todas las capas y se muestren los valores máximos de cada nodo (valor seleccionado entre todas las capas y puntos intermedios).

Con este capítulo se busca comparar las distribuciones de tensiones y deformaciones para los distintos grosores. En las graficas se puede observar lo siguiente:

1. Al aumentar el grosor de la pieza, las zonas de tensiones más críticas se difuminan además de bajar su valor.
2. La distribución de deformaciones es muy semejante entre grosores, pero los valores son mucho más reducidos según se aumenta el grosor de la pieza y se añaden capas de material compuesto.
3. Las tensiones de von Mises nos permiten entender como están distribuidas las tensiones en el material de una forma más general que mostrar independientemente las tensiones principales. Aún así, a la hora de estimar el criterio de fallo es más apropiado el uso de los criterios de Tsai-Hill o Tsai-Wu al tratarse de un material no isotrópico.

Nota: Como referencia para interpretar la posición de las figuras, la parte inferior de la figura es la parte frontal del robot y la pierna en suspensión siempre es la derecha (valores menores del eje X).

Cadera empotrada (45/0/-45/90):

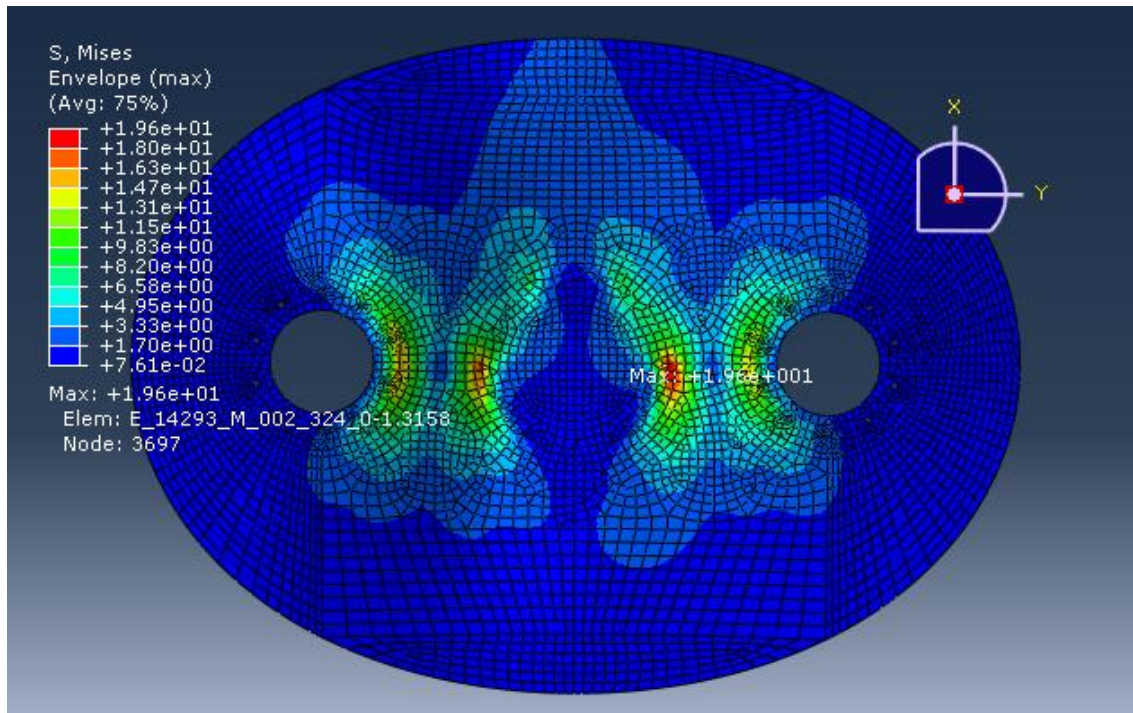


Fig 15.17 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

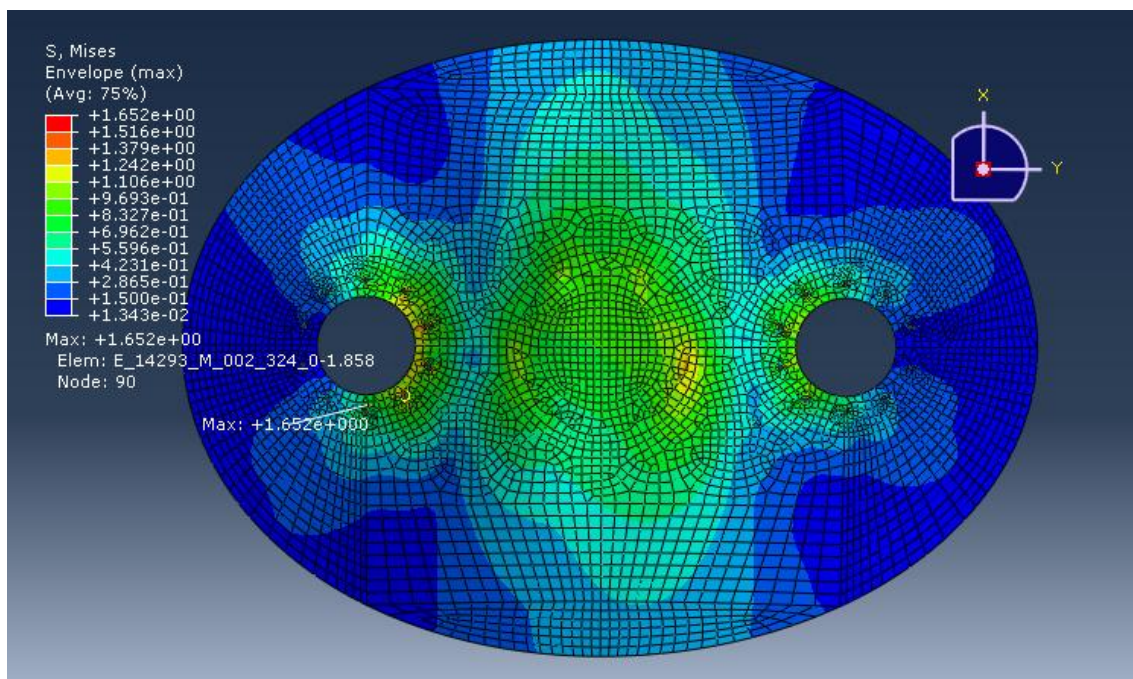


Fig 15.18 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

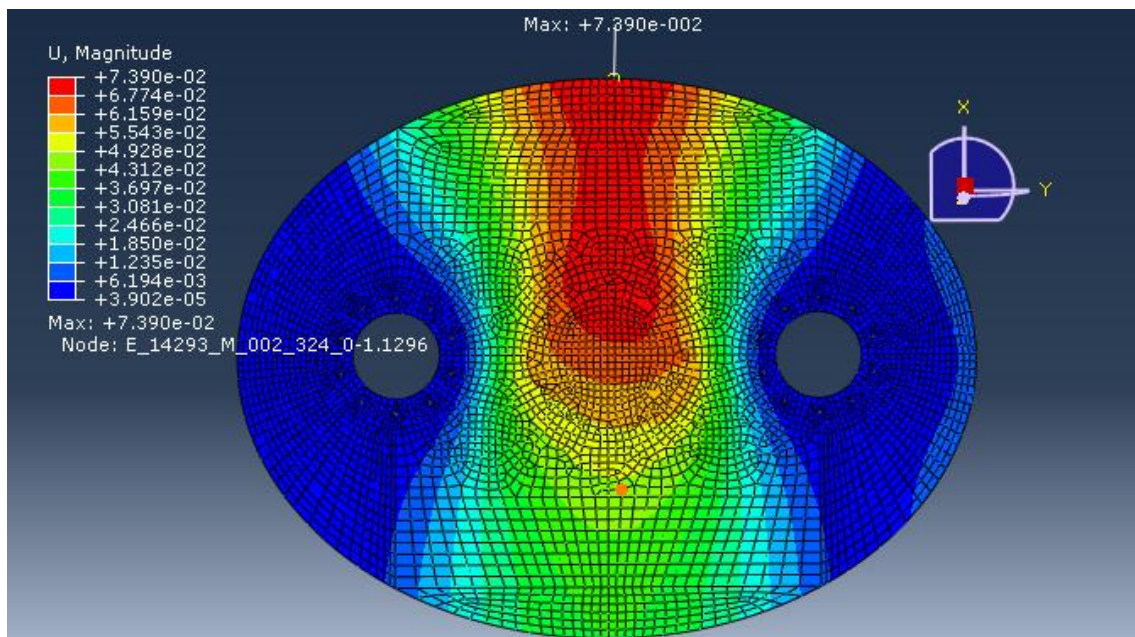


Fig 15.19 Distribución de desplazamientos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

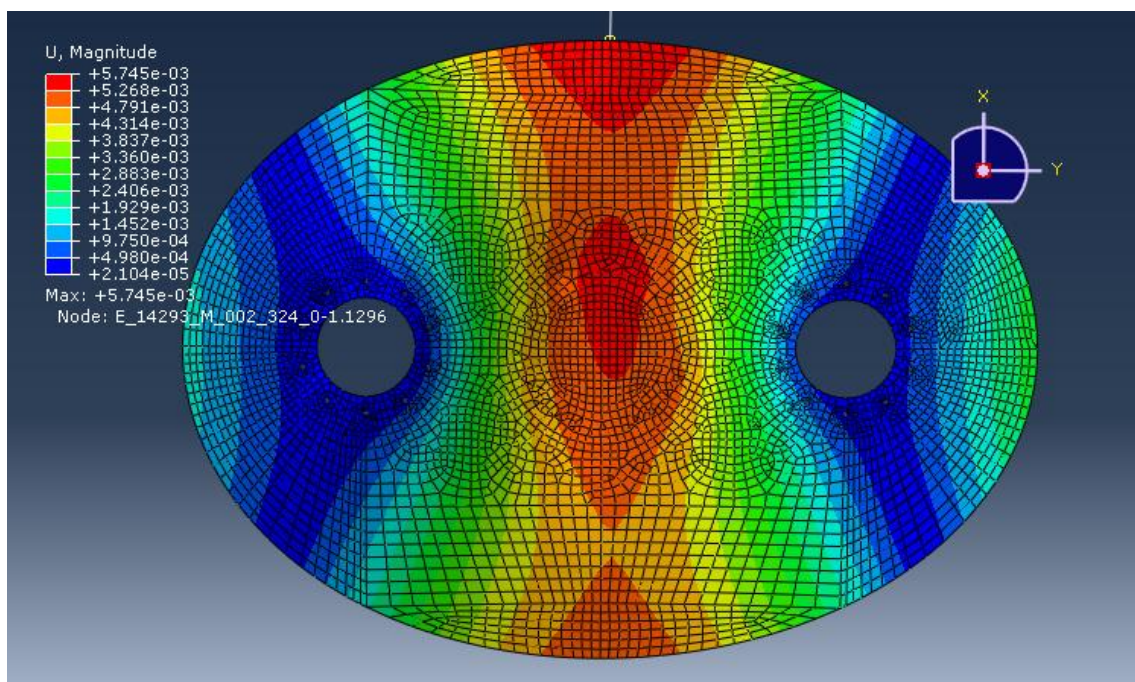


Fig 15.20 Distribución de desplazamientos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

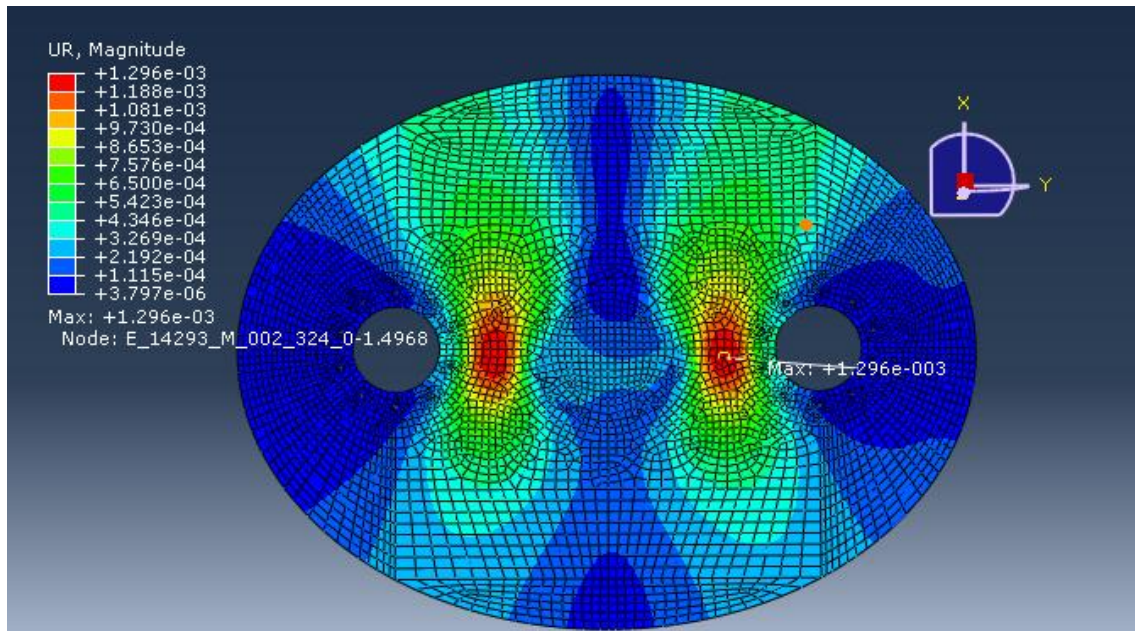


Fig 15.21 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

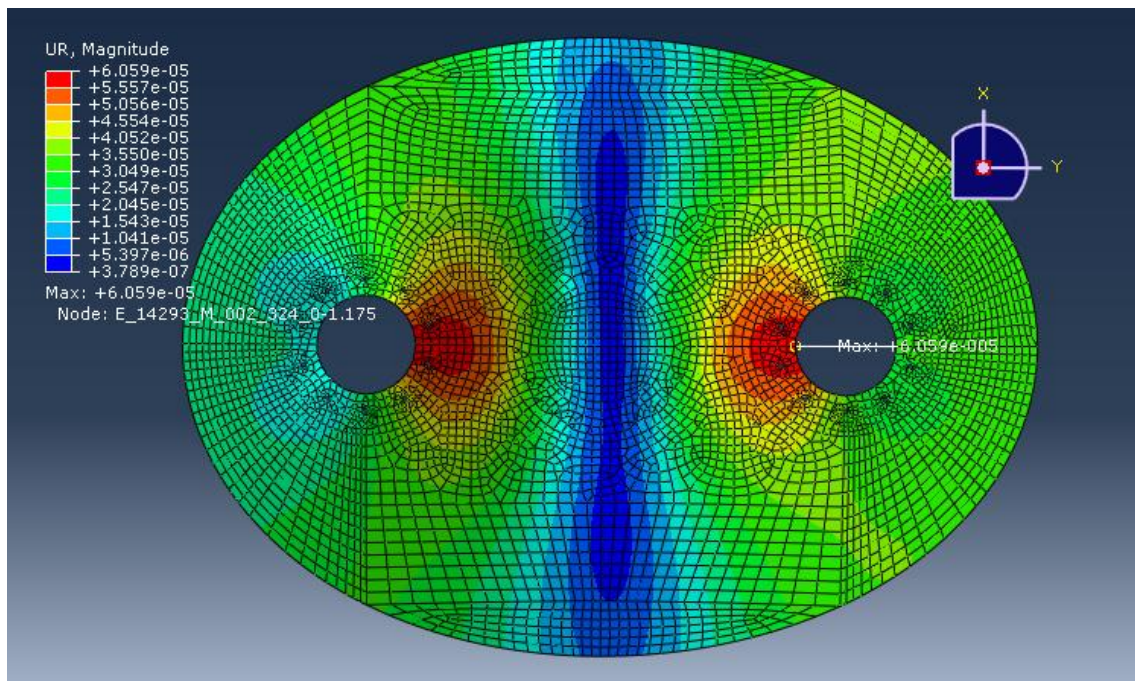


Fig 15.22 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

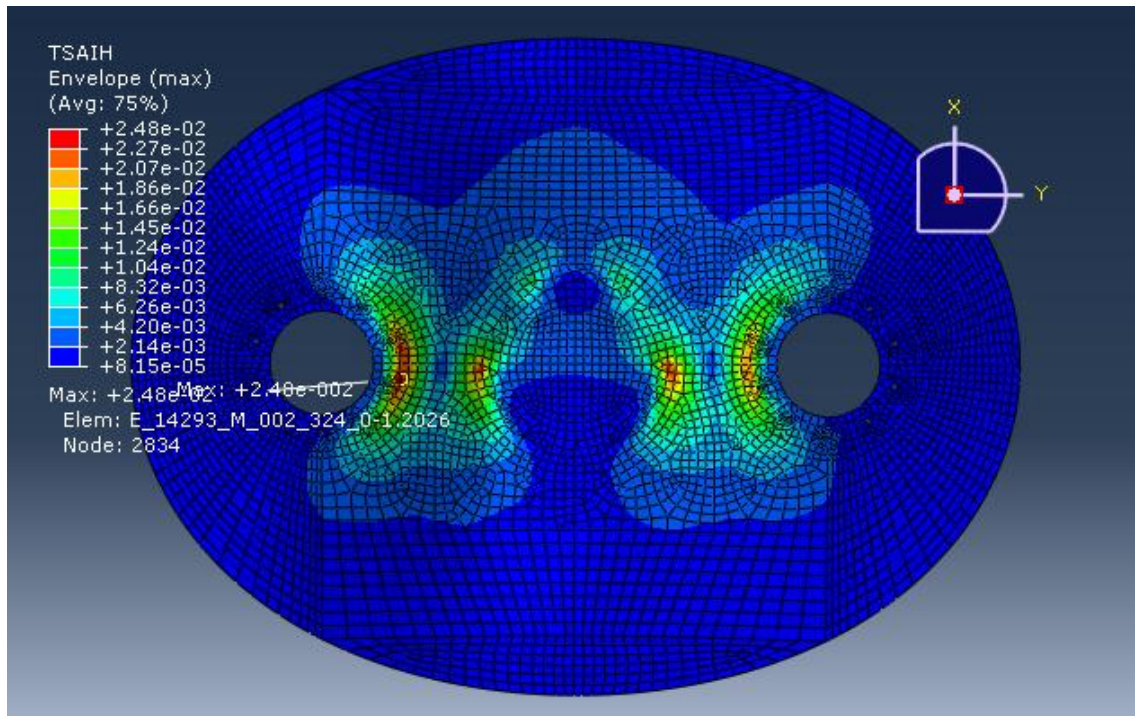


Fig 15.23 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

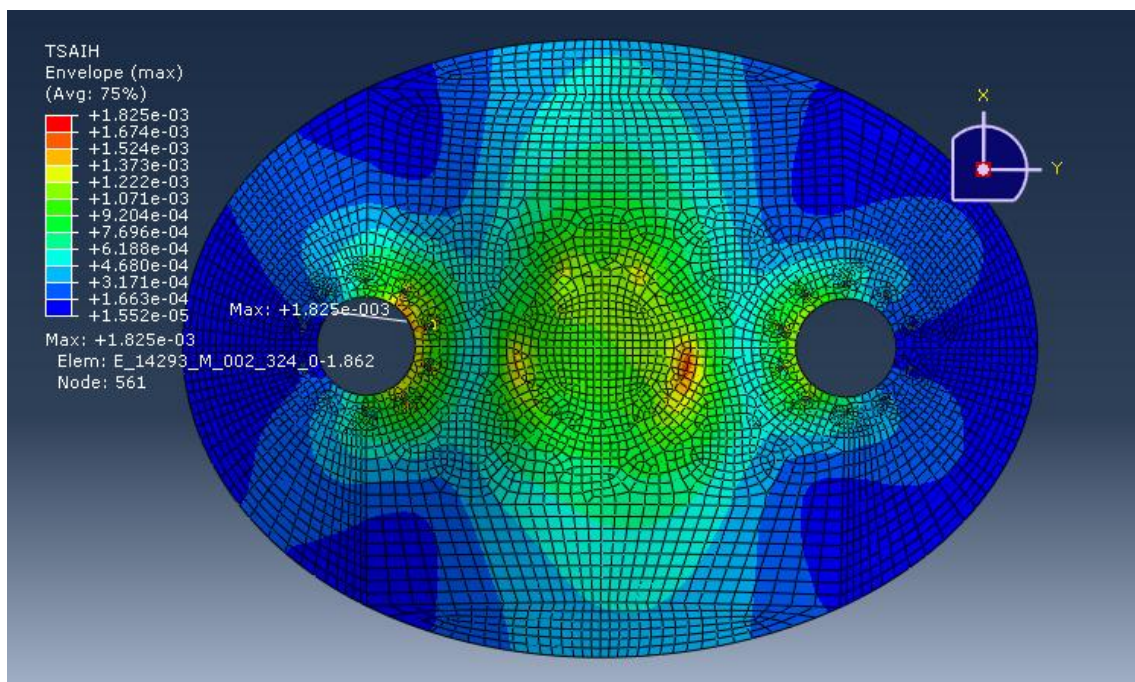


Fig 15.24 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

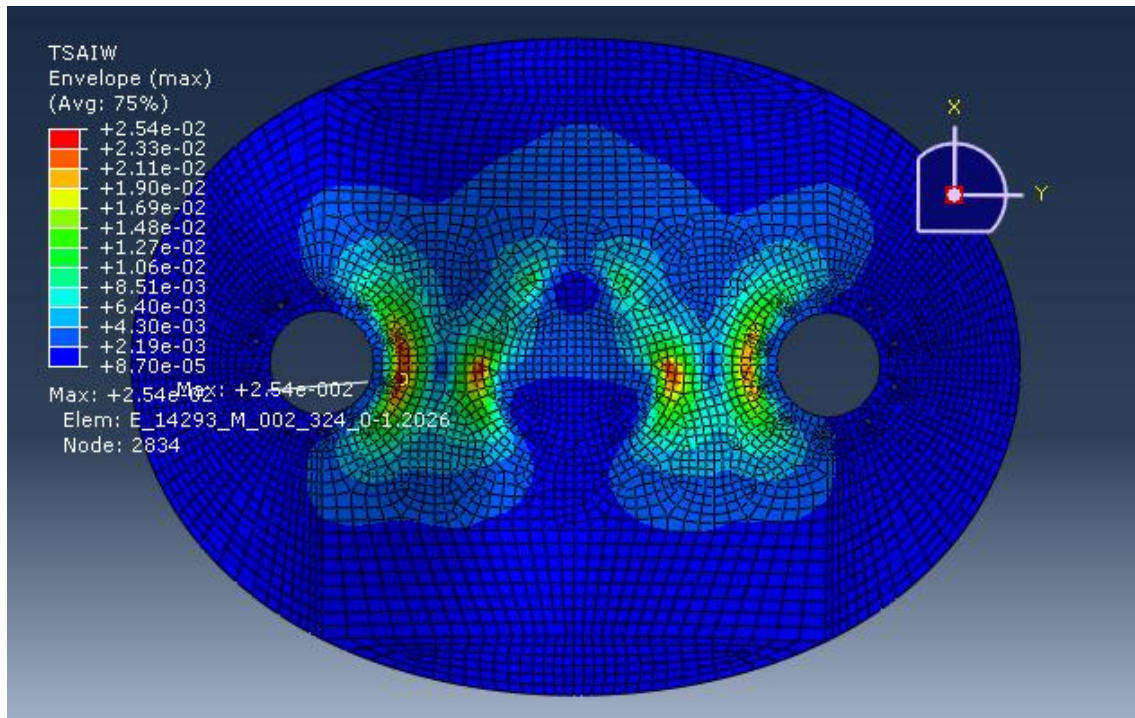


Fig 15.25 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

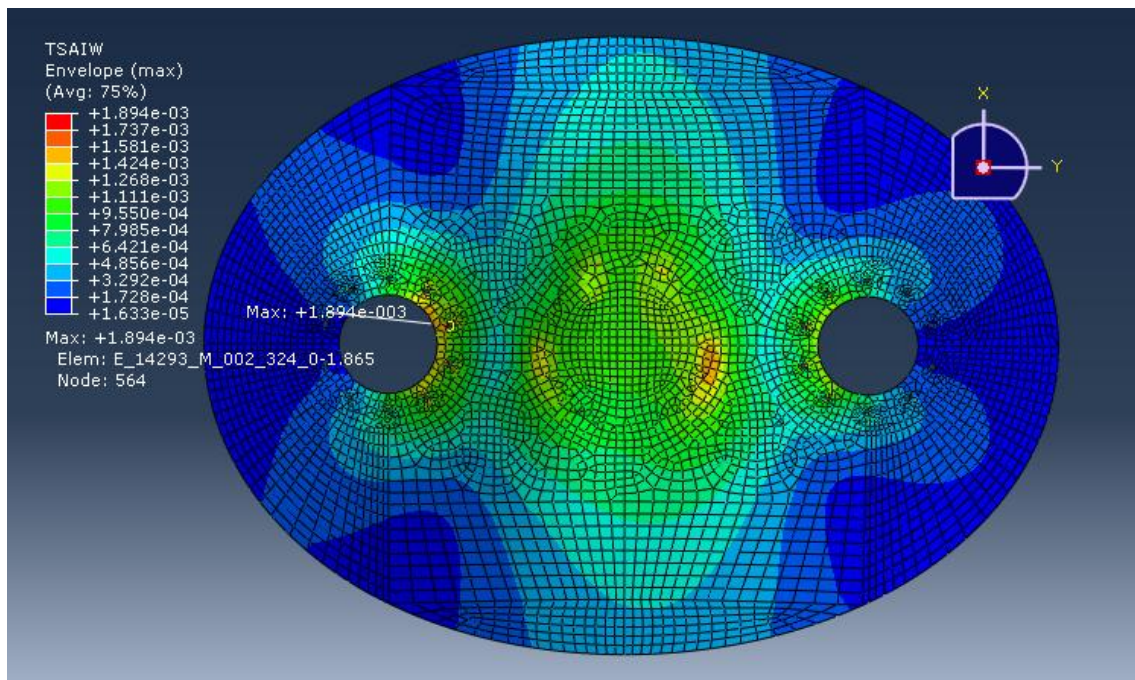


Fig 15.26 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Empotrada en las piernas.

Cadera apoyada con desplazamiento 5 mm (45/0/-45/90):

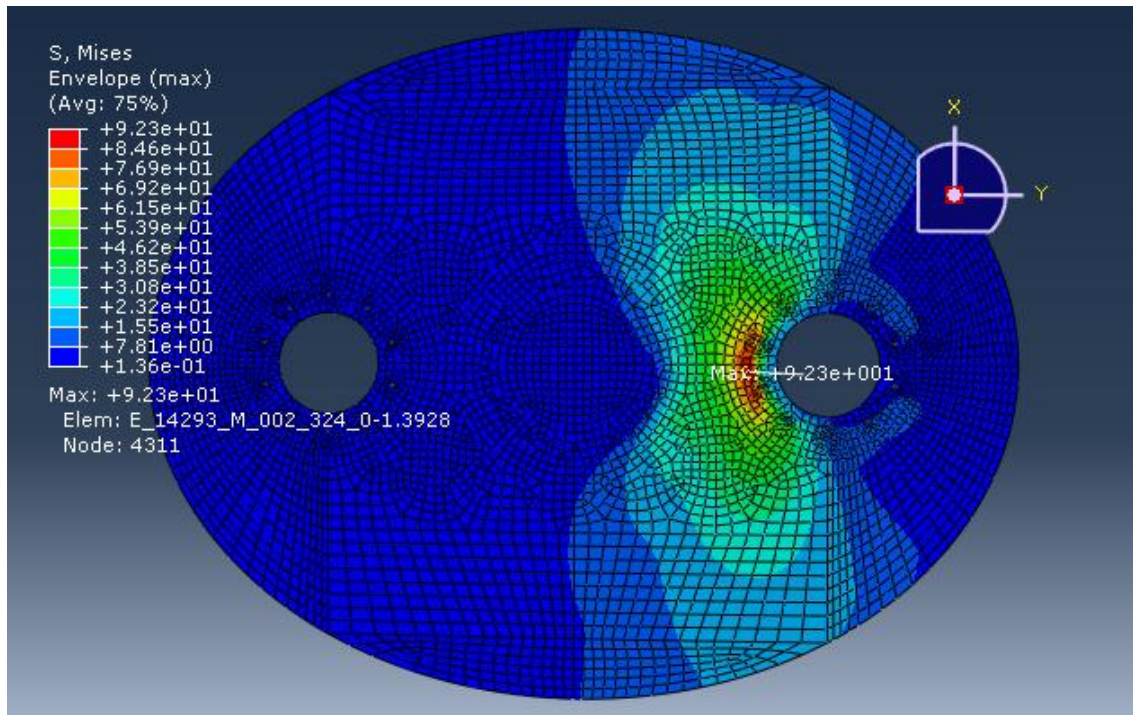


Fig 15.27 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

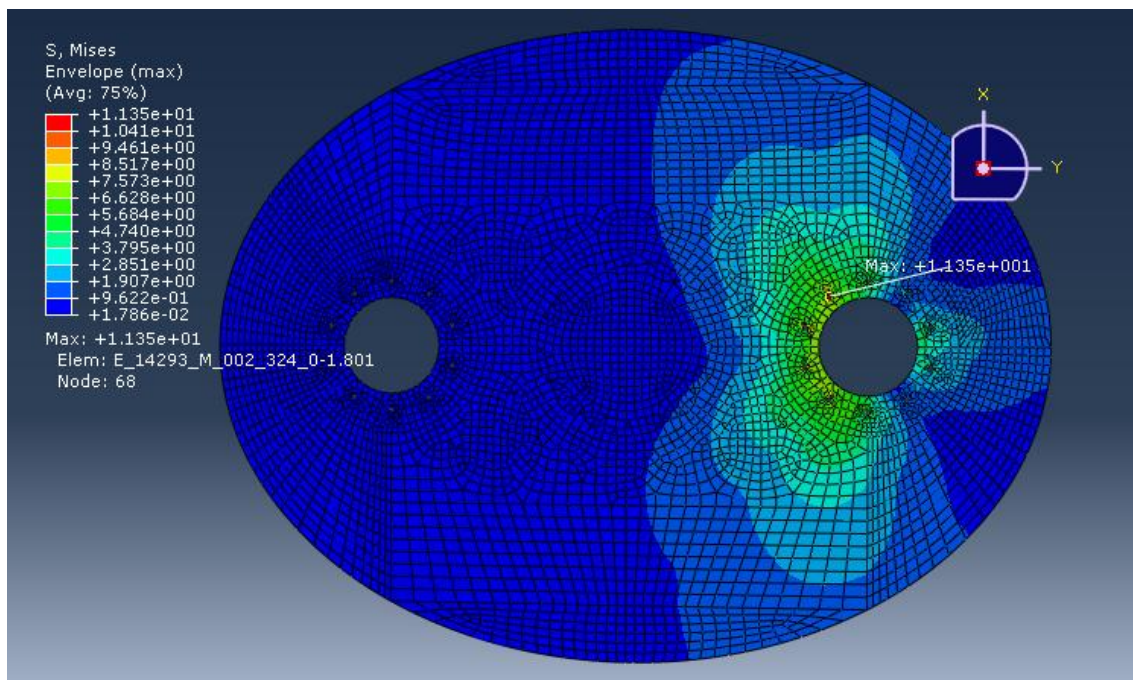


Fig 15.28 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

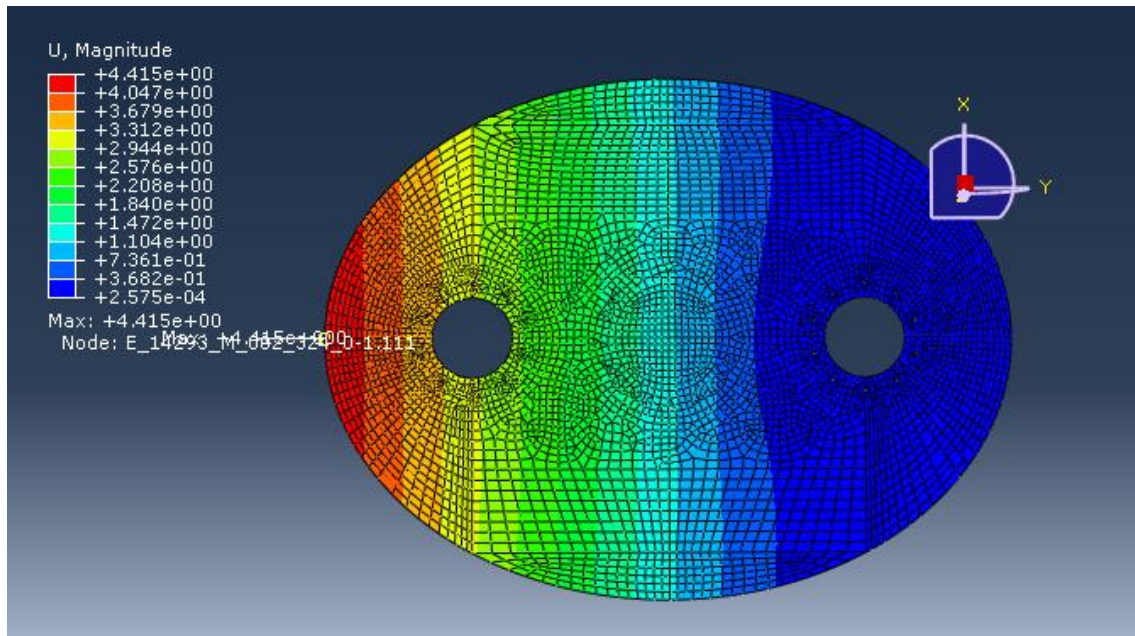


Fig 15.29 Distribución de desplazamiento en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

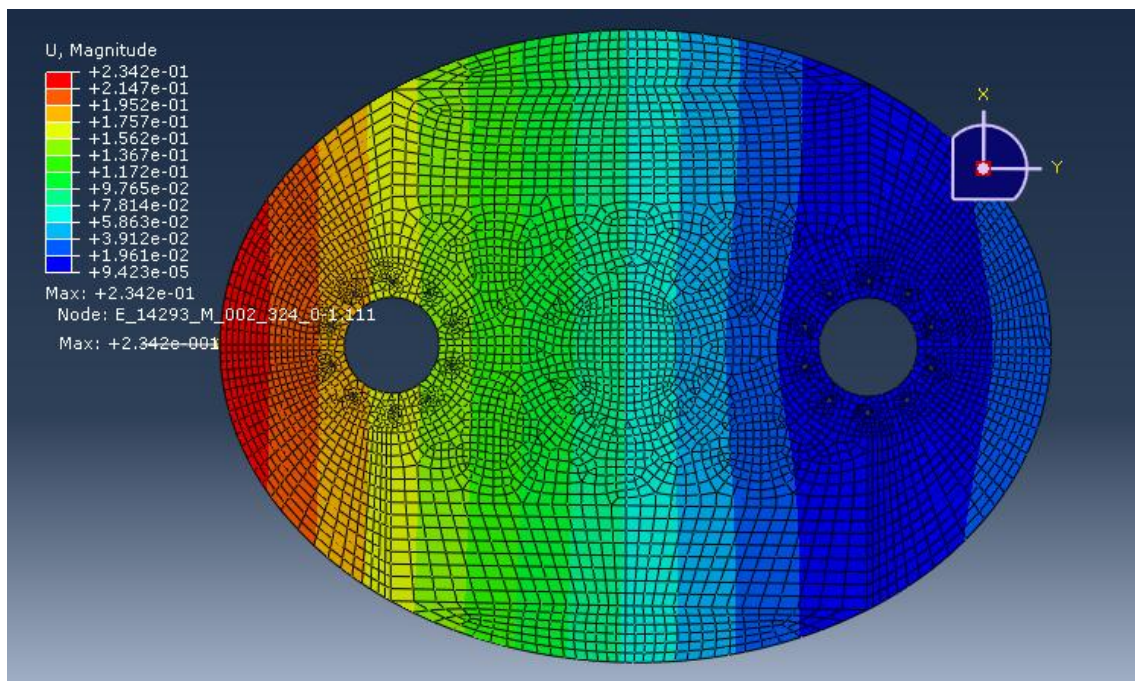


Fig 15.30 Distribución de desplazamiento en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

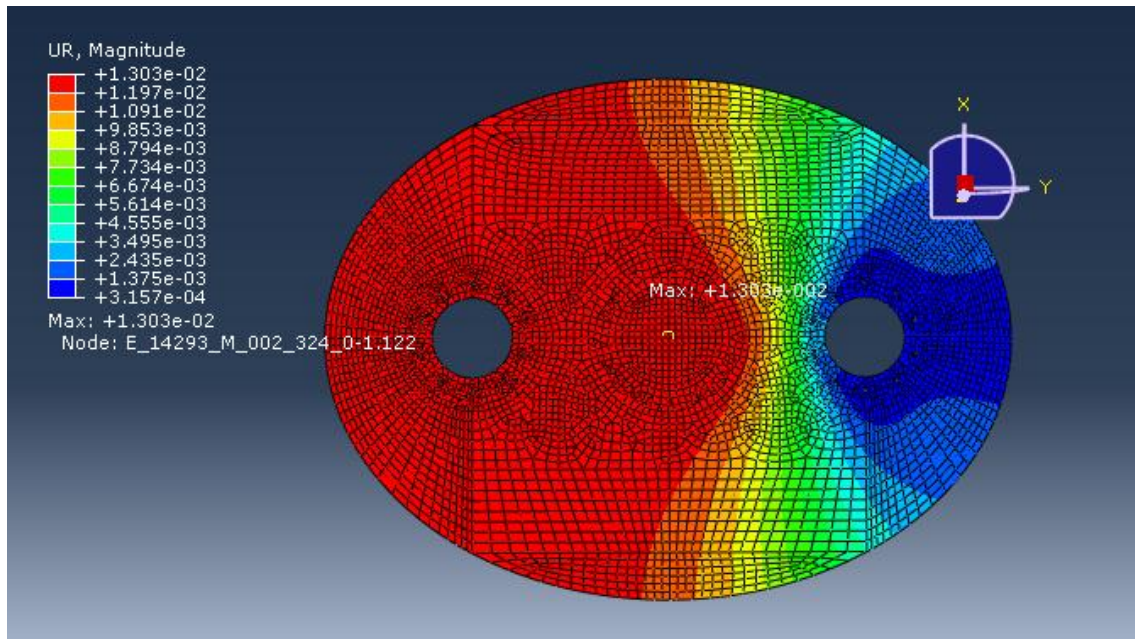


Fig 15.31 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

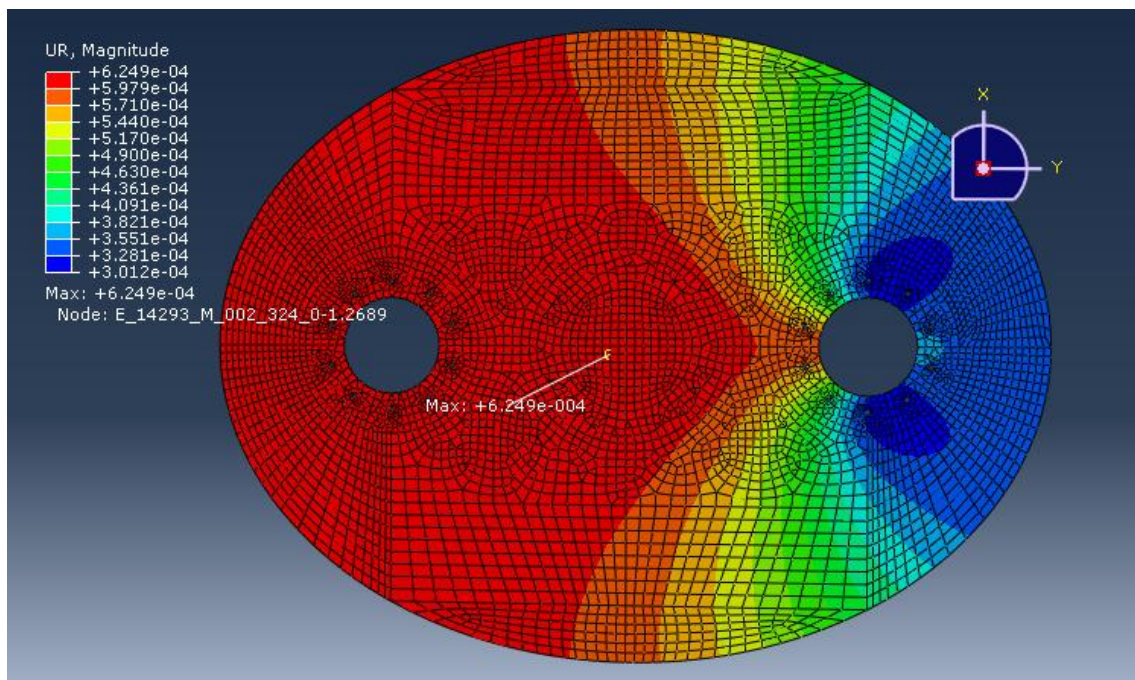


Fig 15.32 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

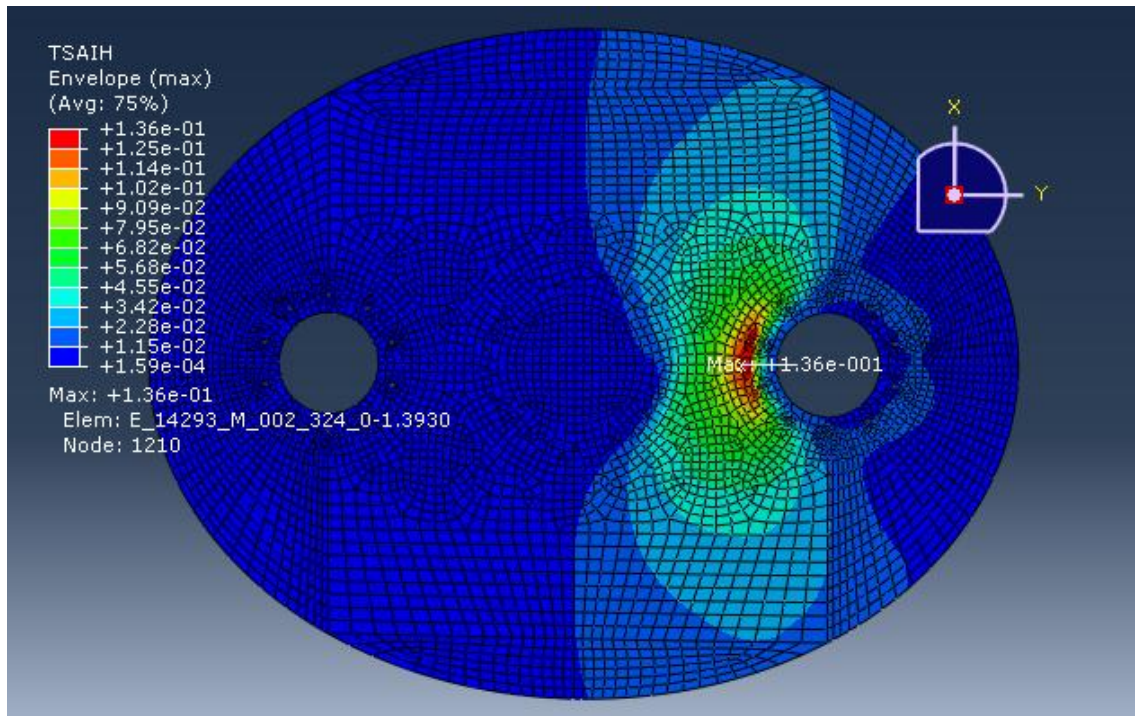


Fig 15.33 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

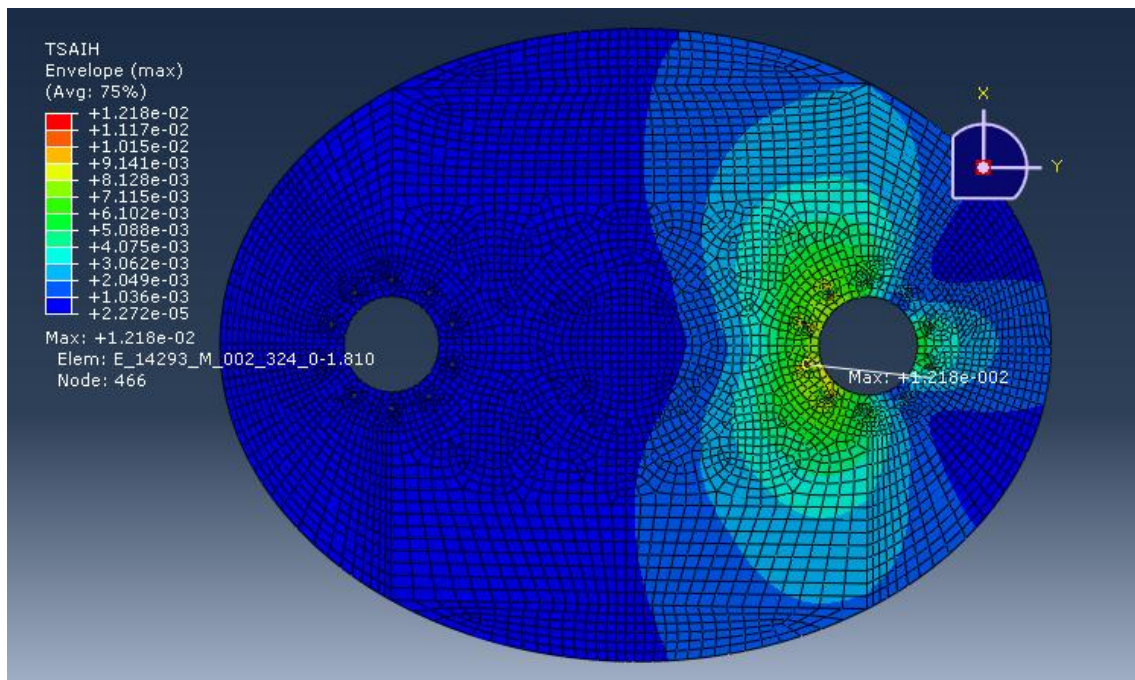


Fig 15.34 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

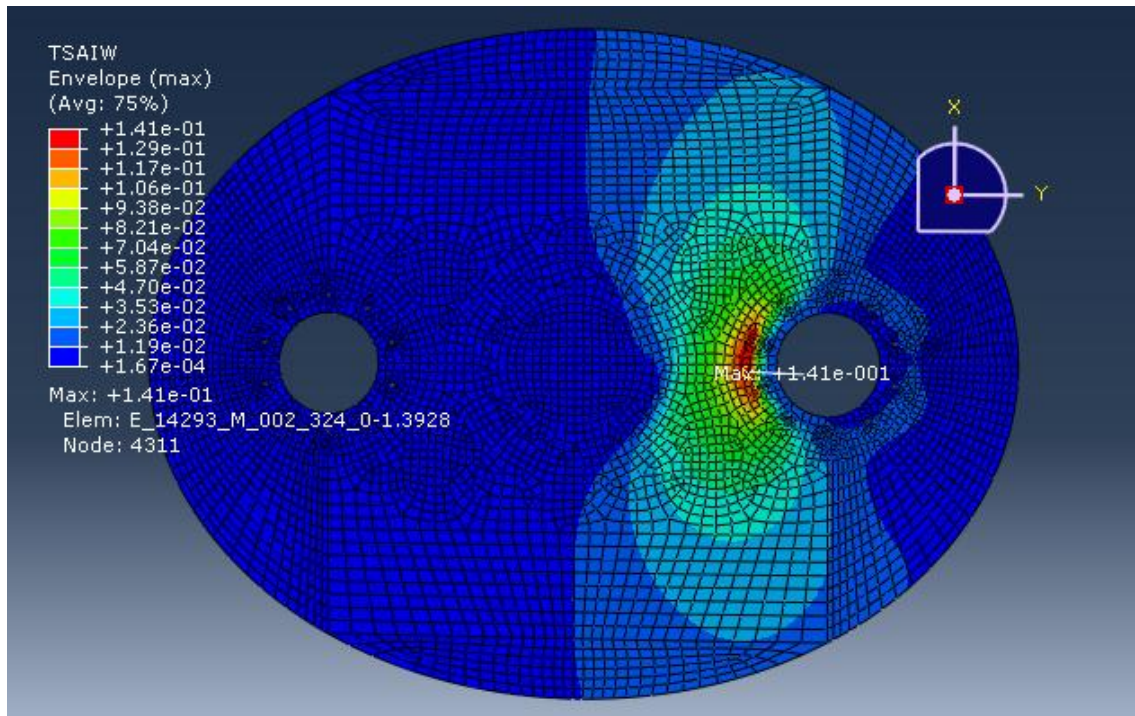


Fig 15.35 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

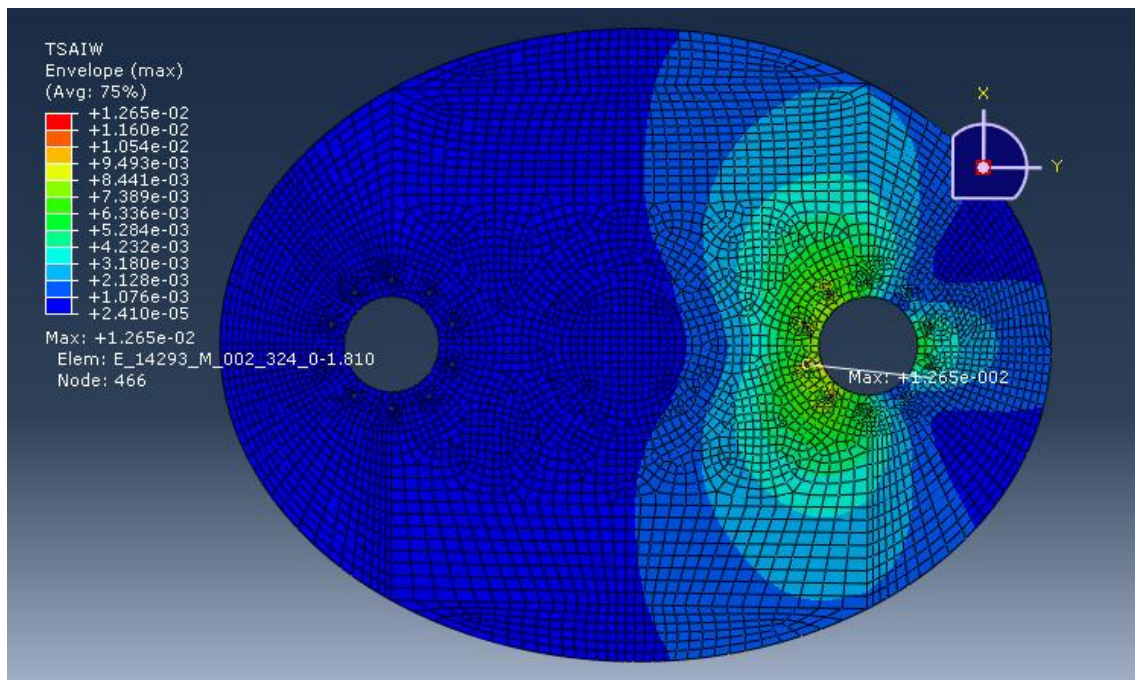


Fig 15.36 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Una pierna con deslizamiento.

Cadera girada 90° 5 mm (45/0/-45/90):

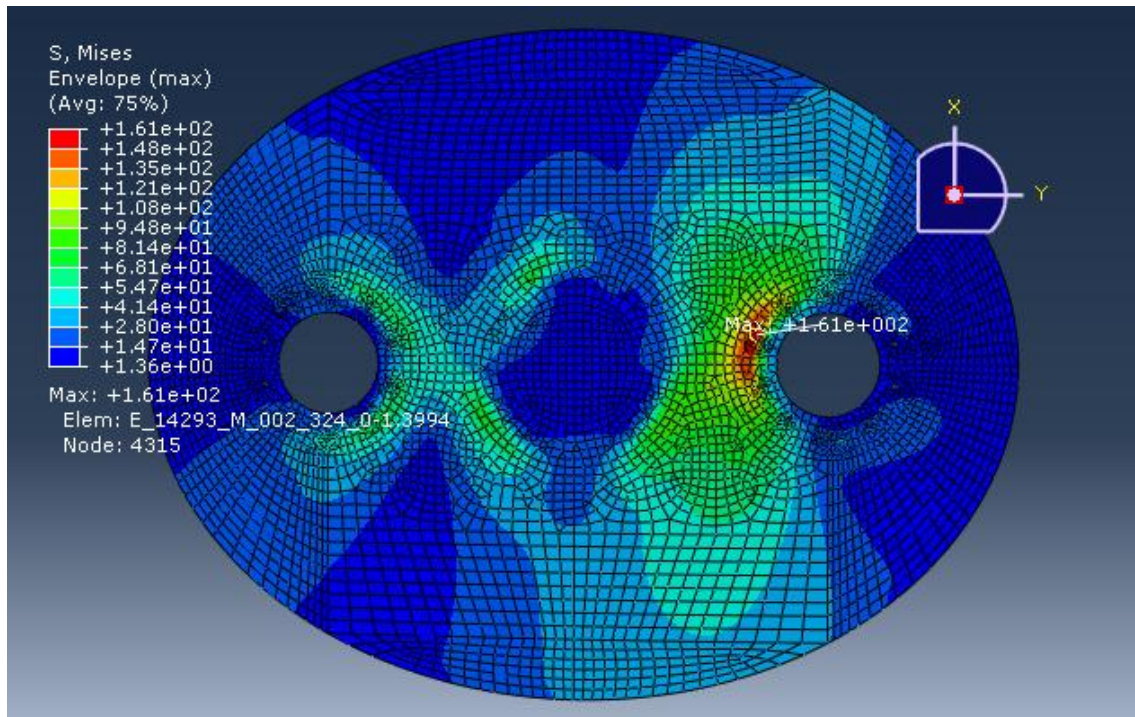


Fig 15.37 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°.

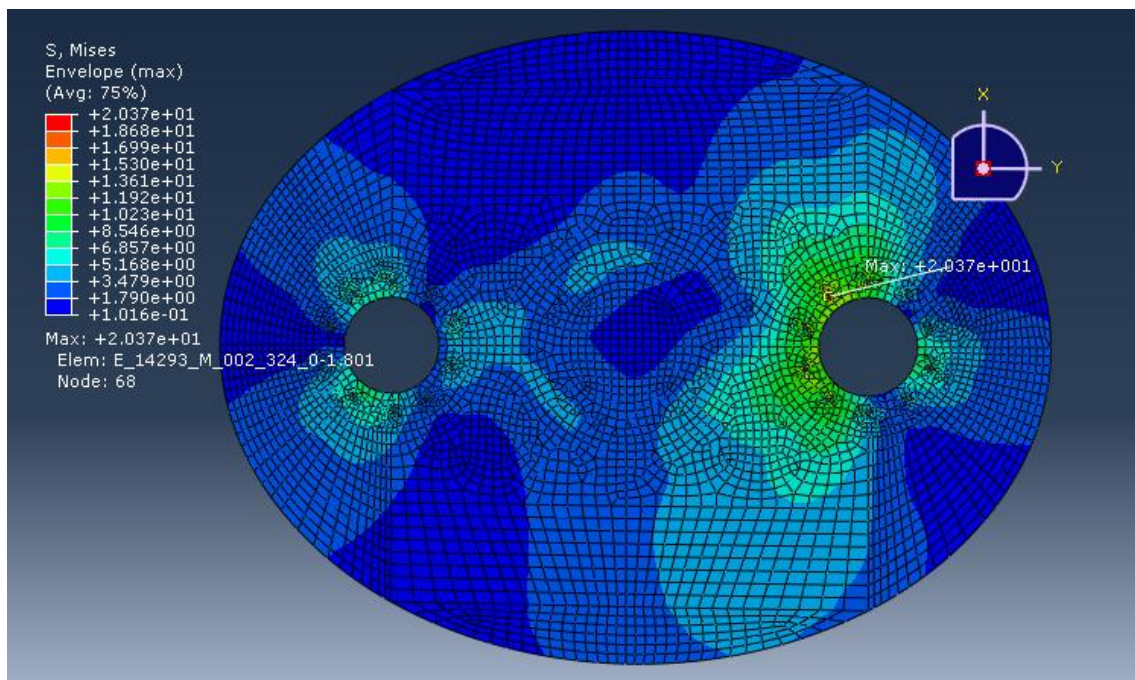


Fig 15.38 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°.

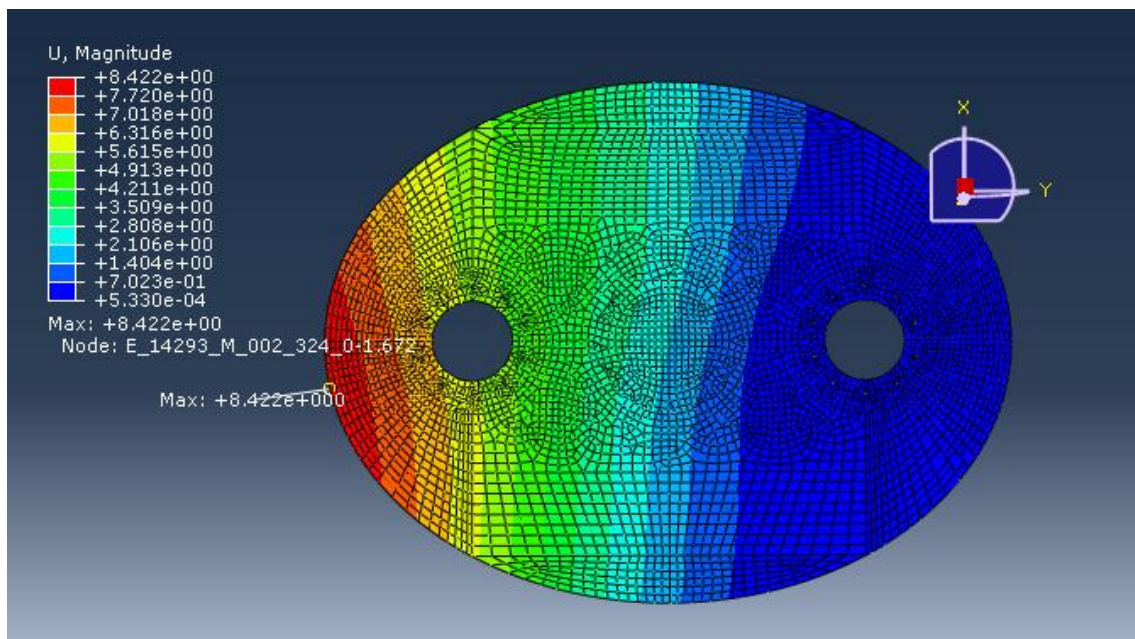


Fig 15.39 Distribución desplazamientos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°.

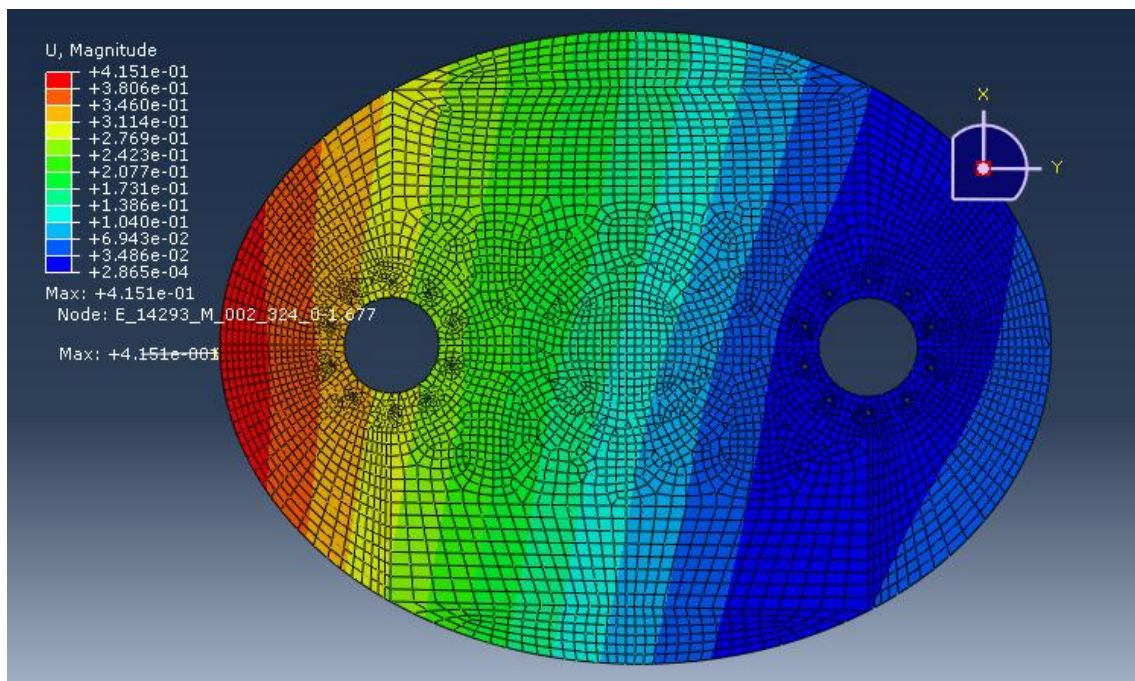


Fig 15.40 Distribución desplazamientos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90°.

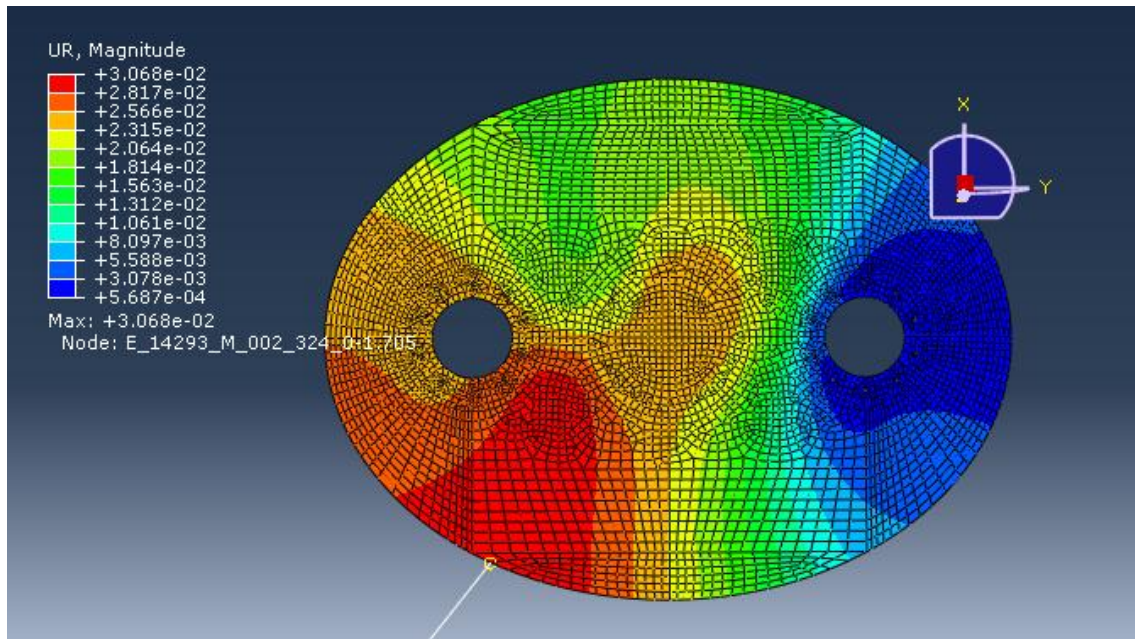


Fig 15.41 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90º.

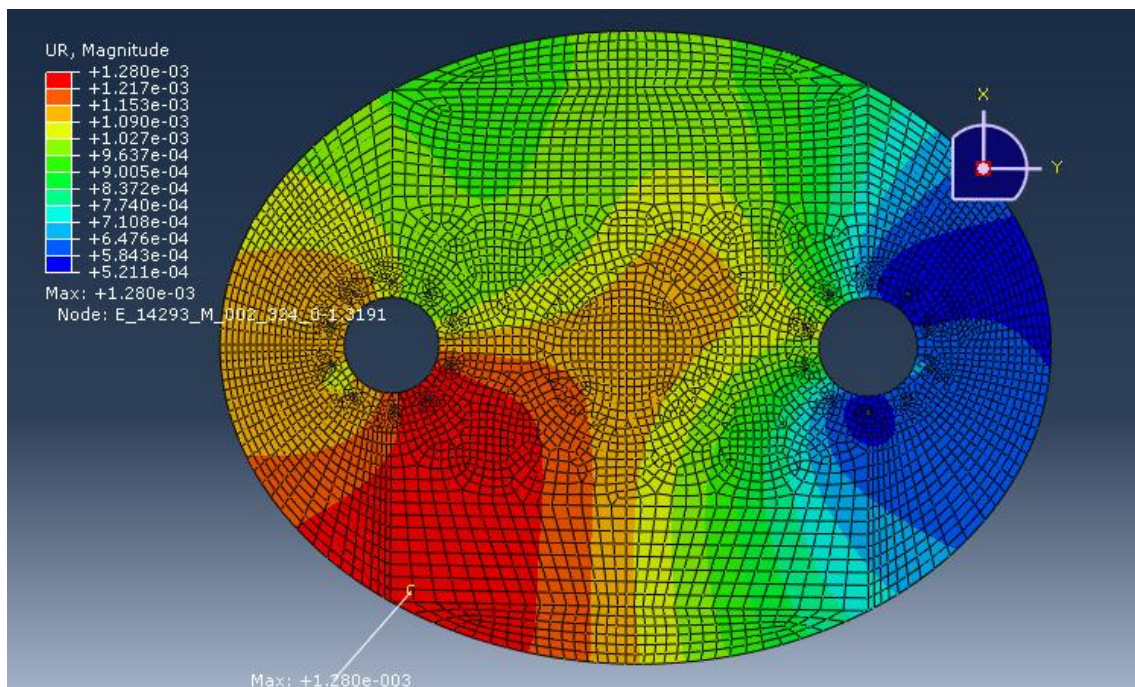


Fig 15.42 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de 90º.

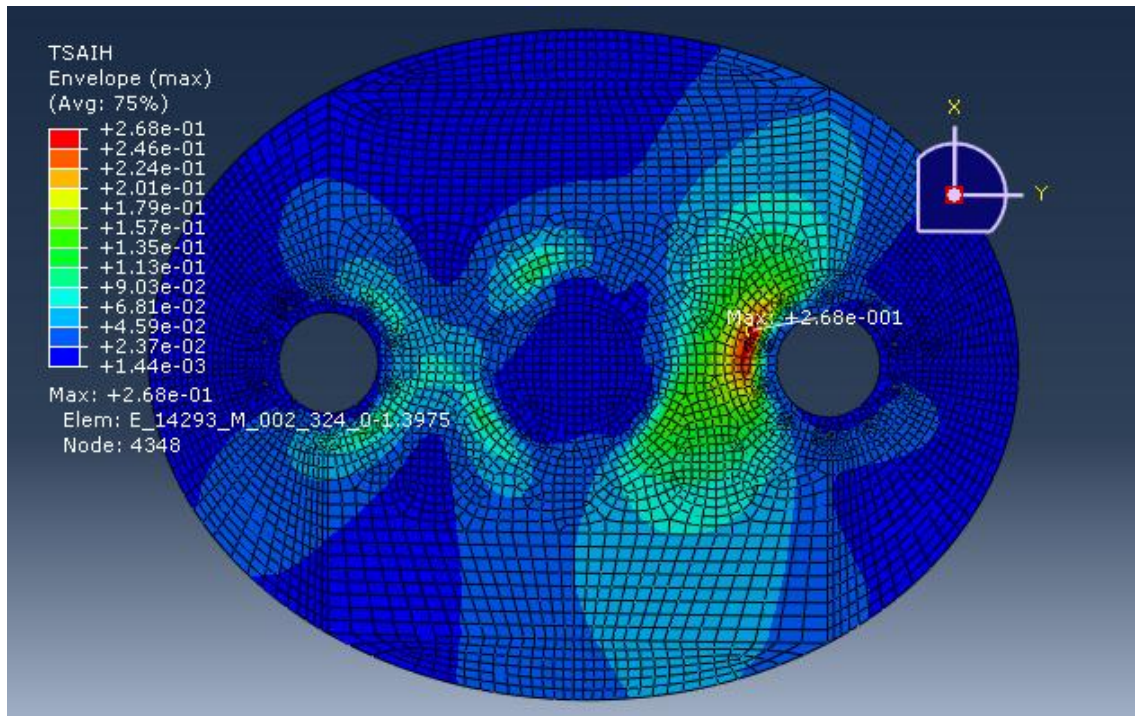


Fig 15.43 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de 90º.

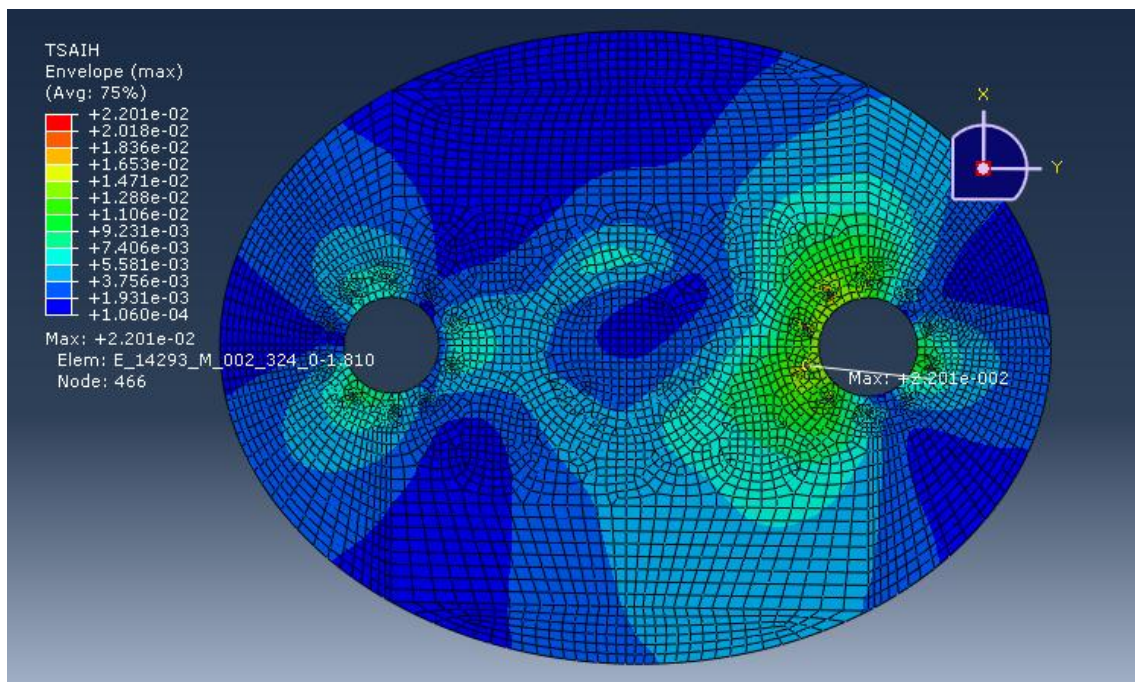


Fig 15.44 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de 90º.

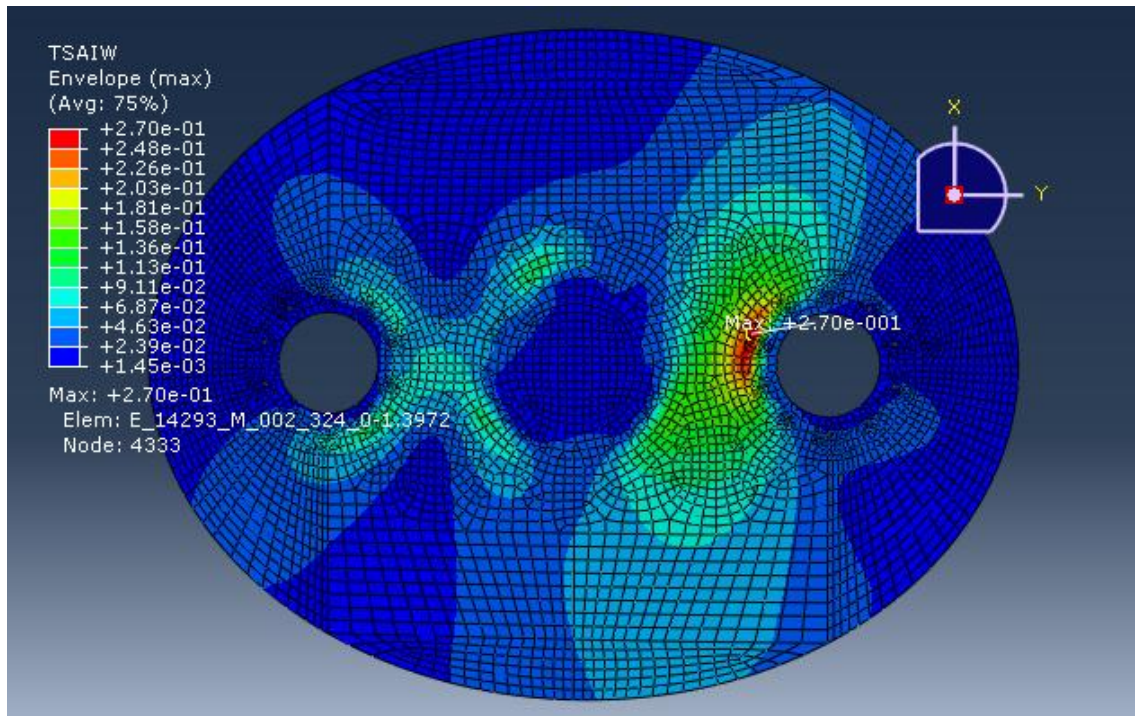


Fig 15.45 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de 90º.

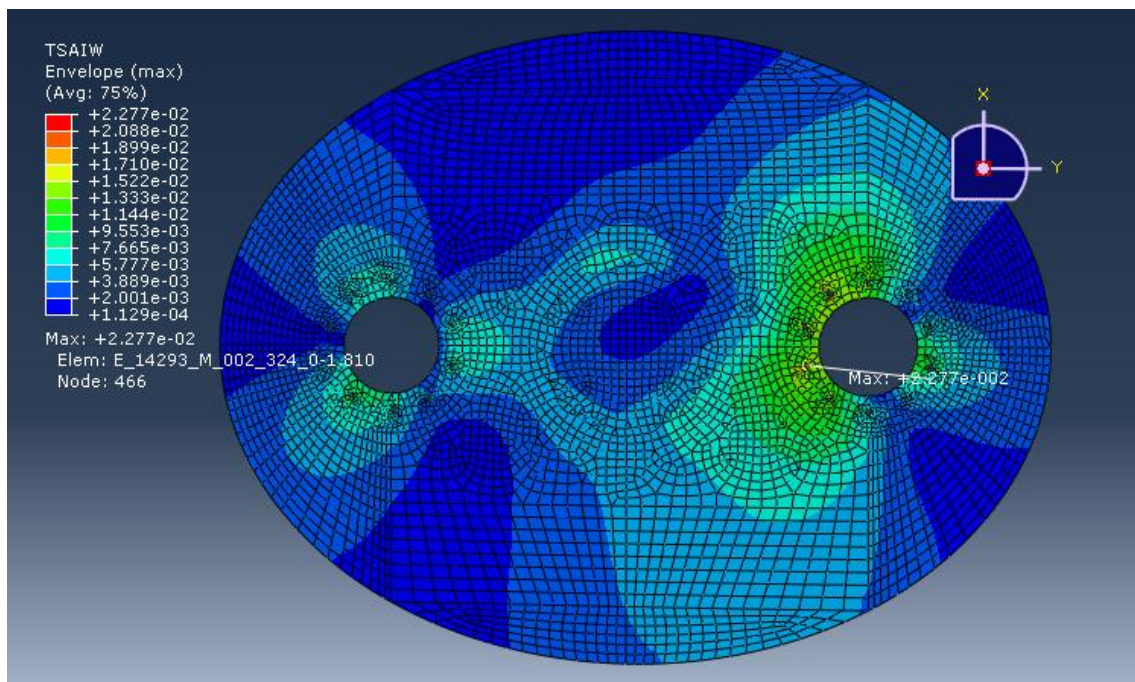


Fig 15.46 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de 90º.

Cadera girada -20° 5 mm (45/0/-45/90):

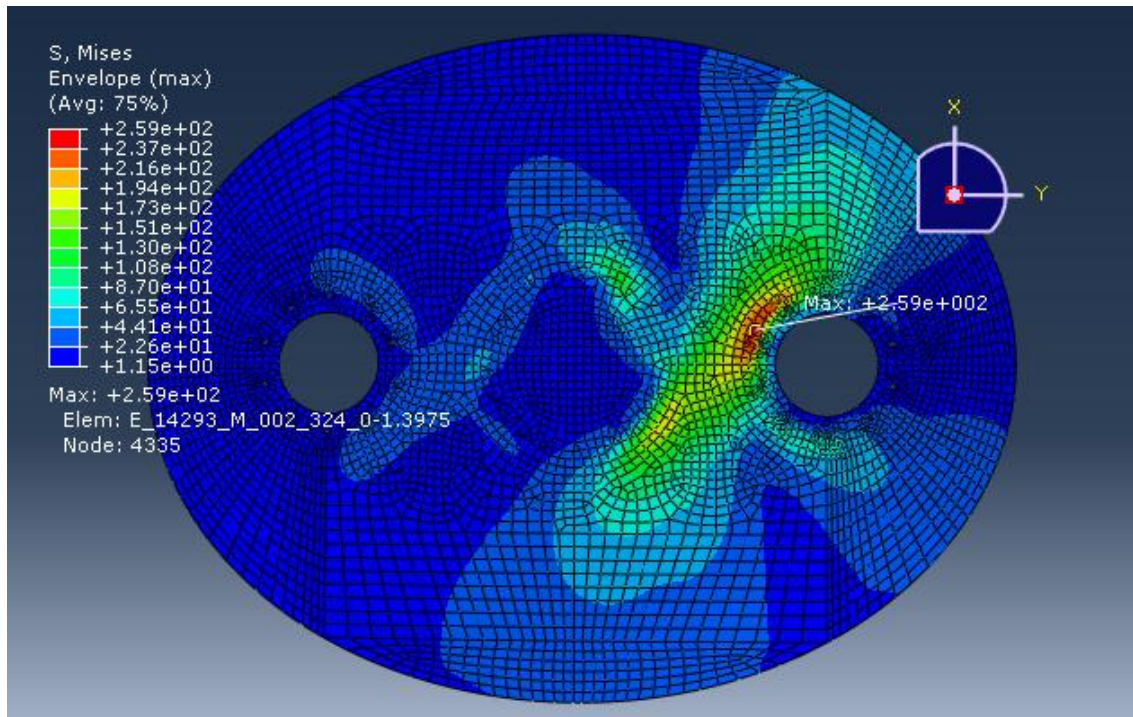


Fig 15.47 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° .

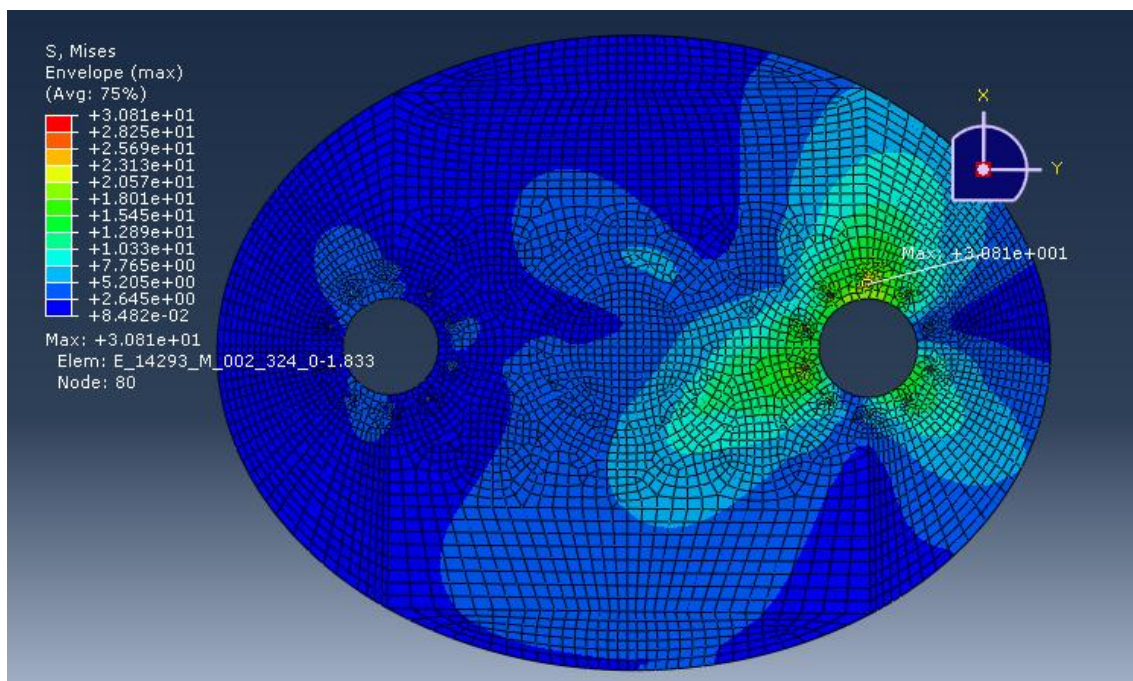


Fig 15.48 Distribución de tensiones de von Mises en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° .

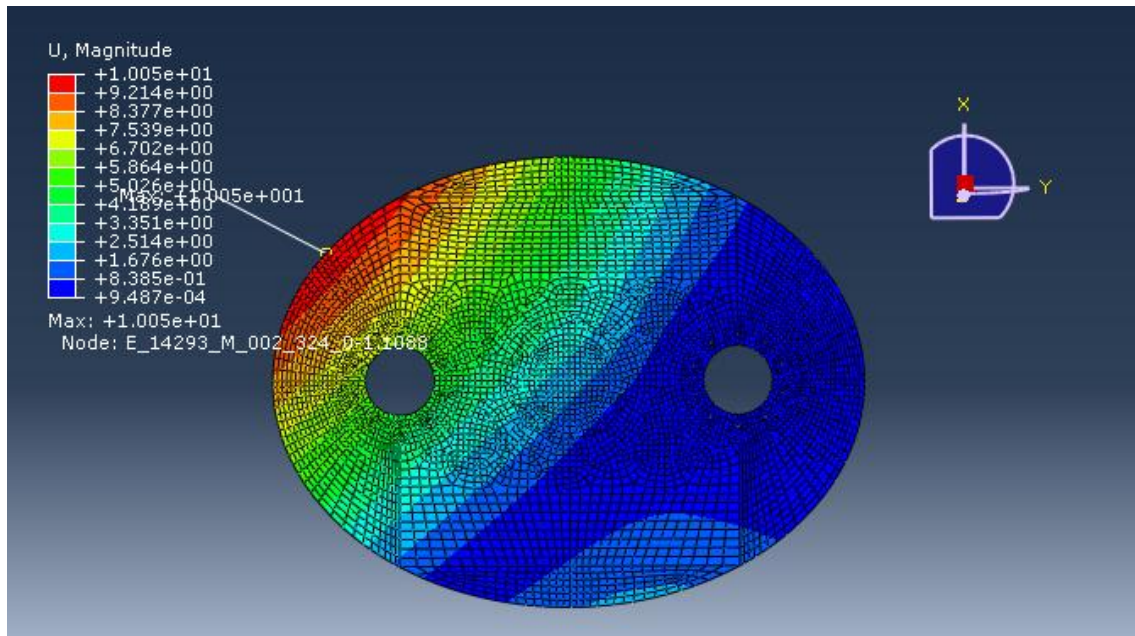


Fig 15.49 Distribución desplazamientos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20°.

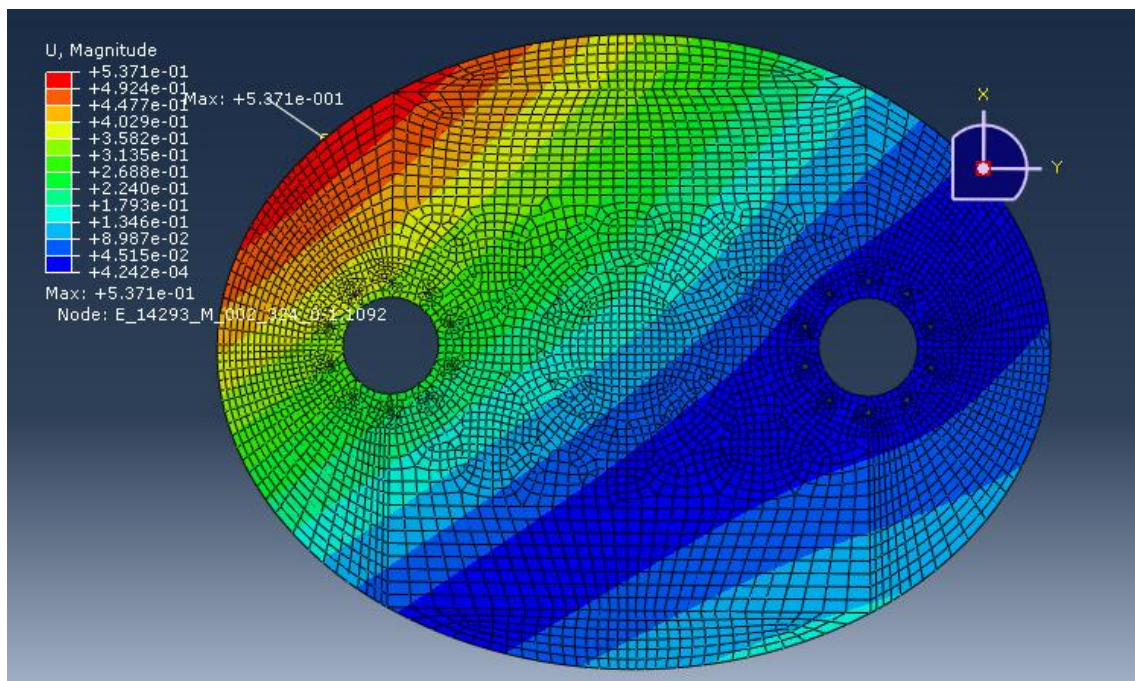


Fig 15.50 Distribución desplazamientos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20°.

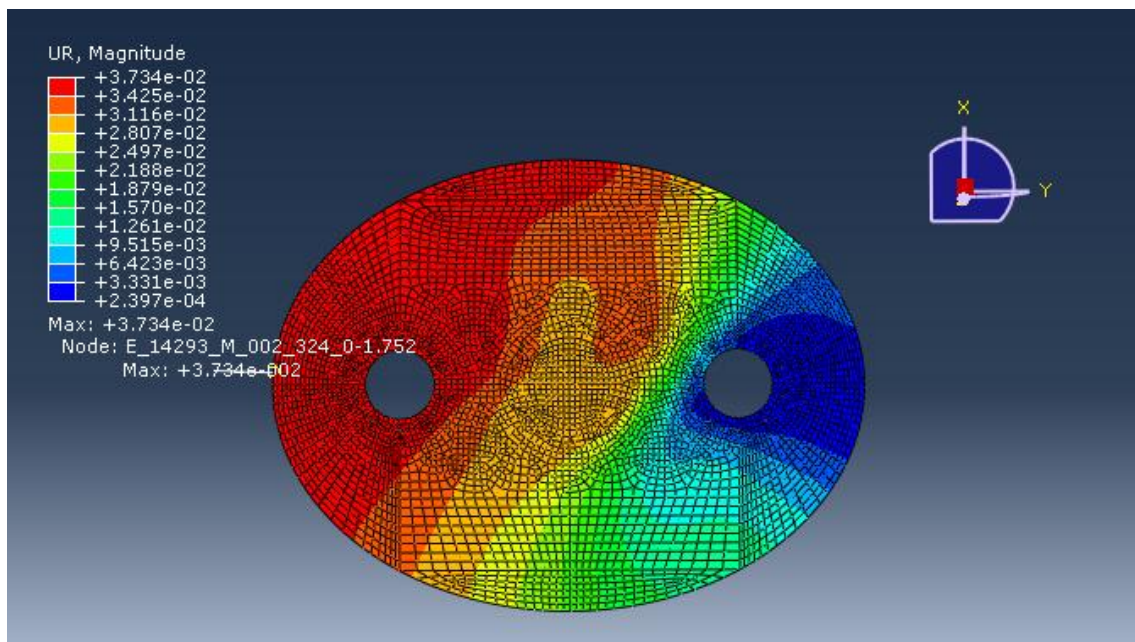


Fig 15.51 Distribución de giros relativos en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° .

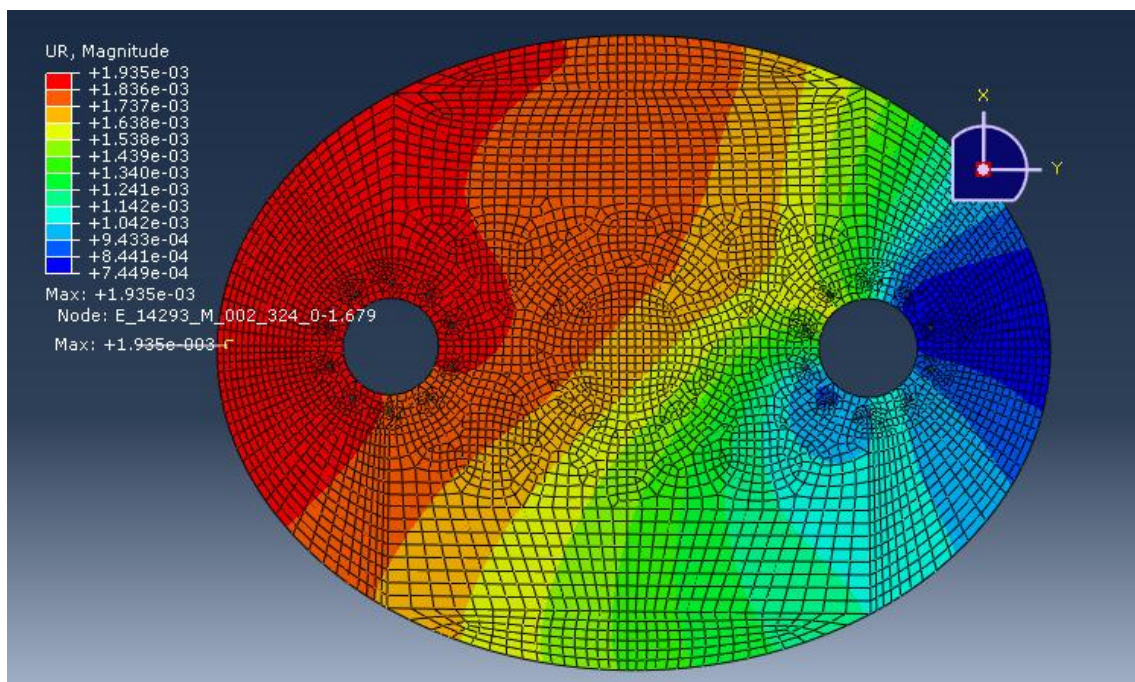


Fig 15.52 Distribución de giros relativos en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. Cadera con giro de -20° .

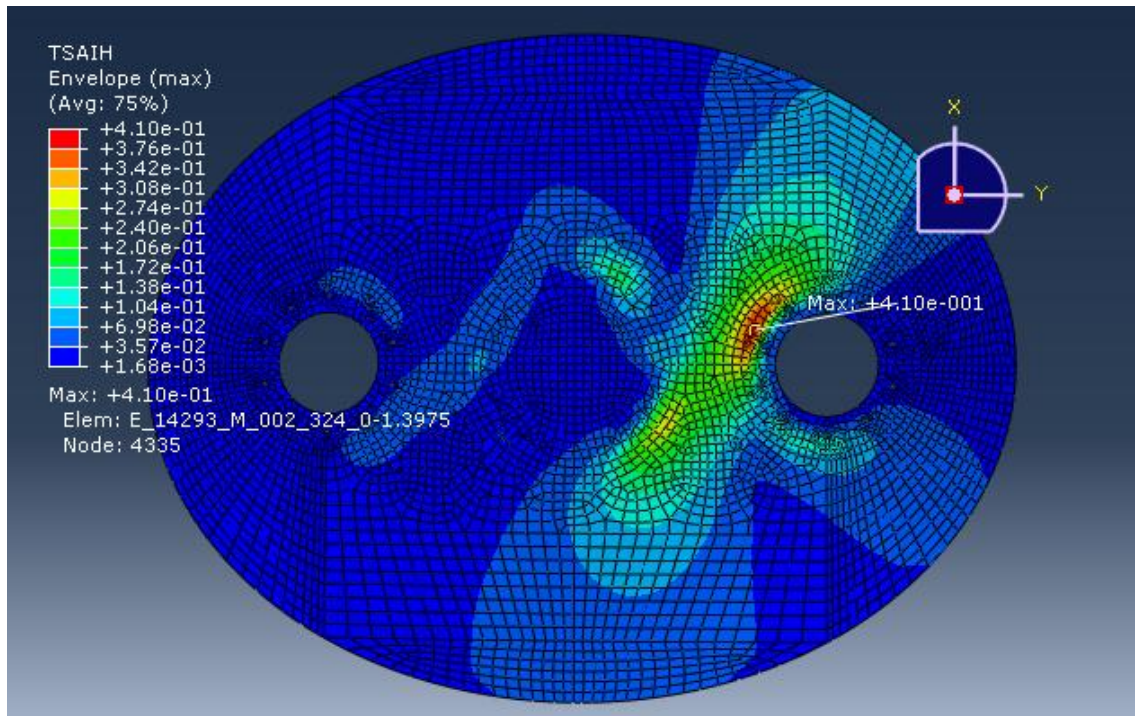


Fig 15.53 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de -20°.

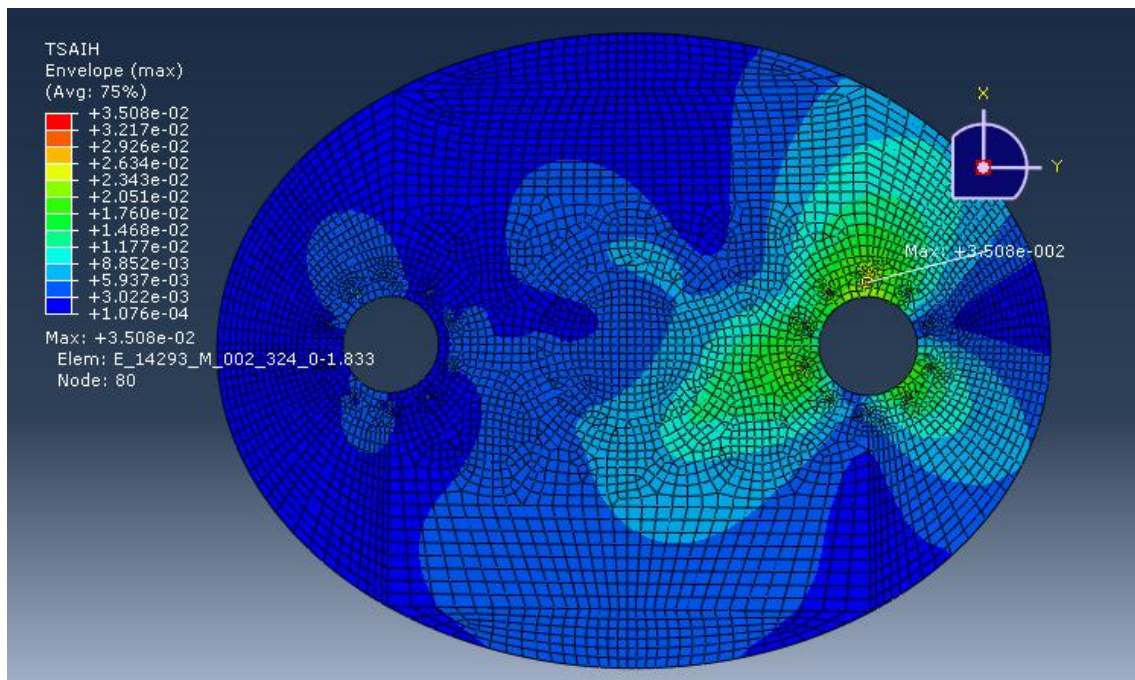


Fig 15.54 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Hill en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de -20°.

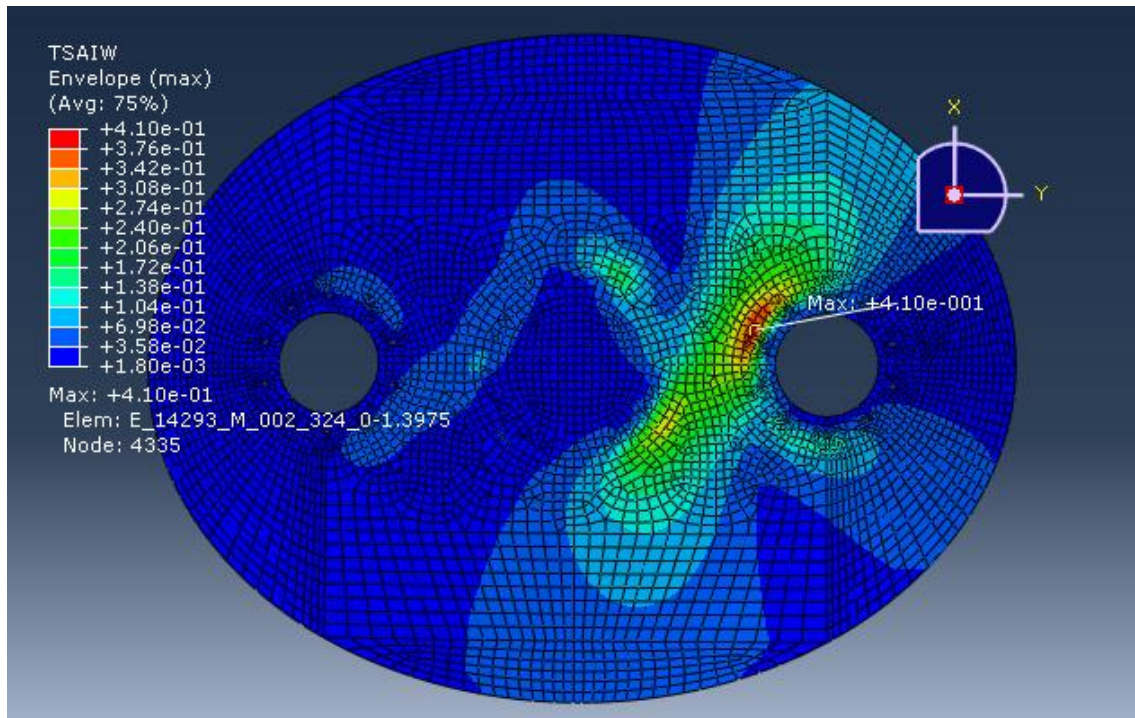


Fig 15.55 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de -20°.

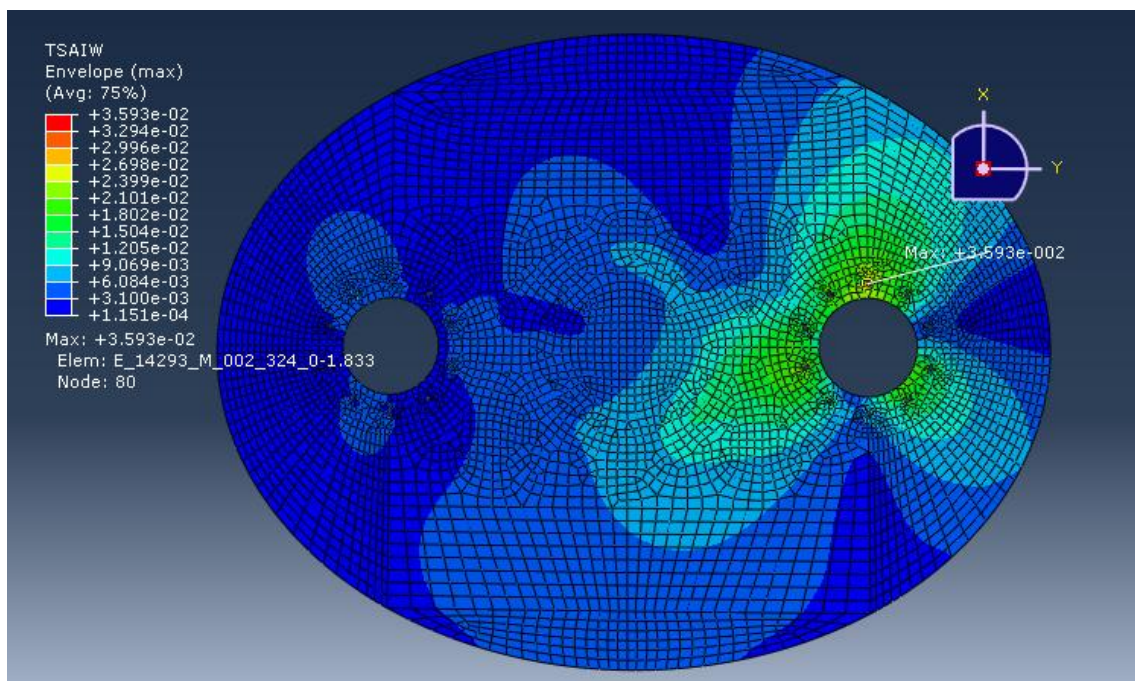


Fig 15.56 Distribución de criterio de fallo de Tsai-Wu en cadera de 20 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90.
Cadera con giro de -20°.

Distribución de tensiones de von Mises:

Tabla 15.6 distribuciones de von Mises cadera 5mm empotrada

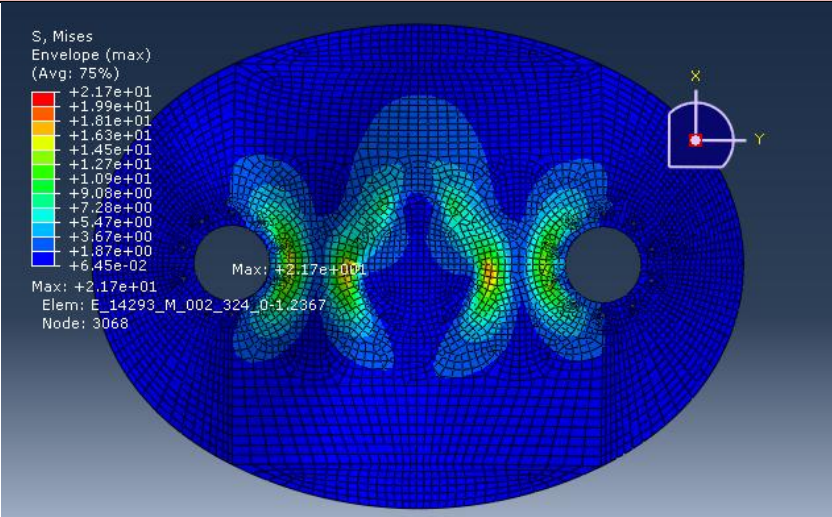
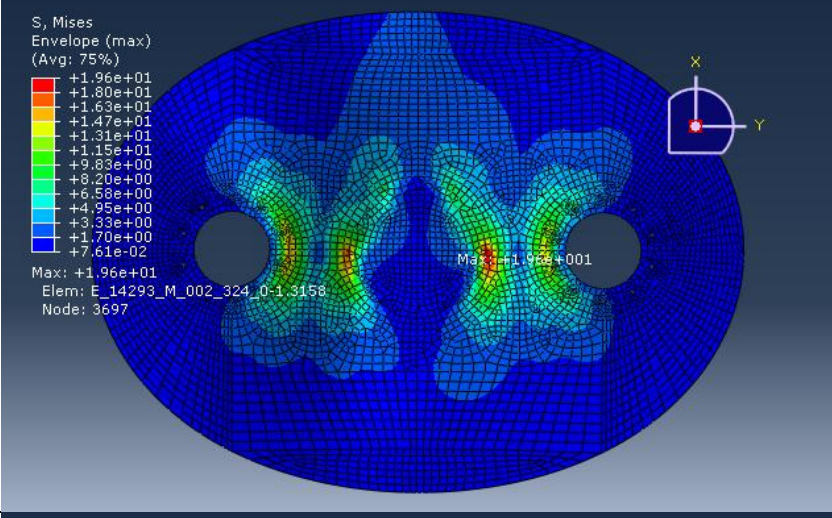
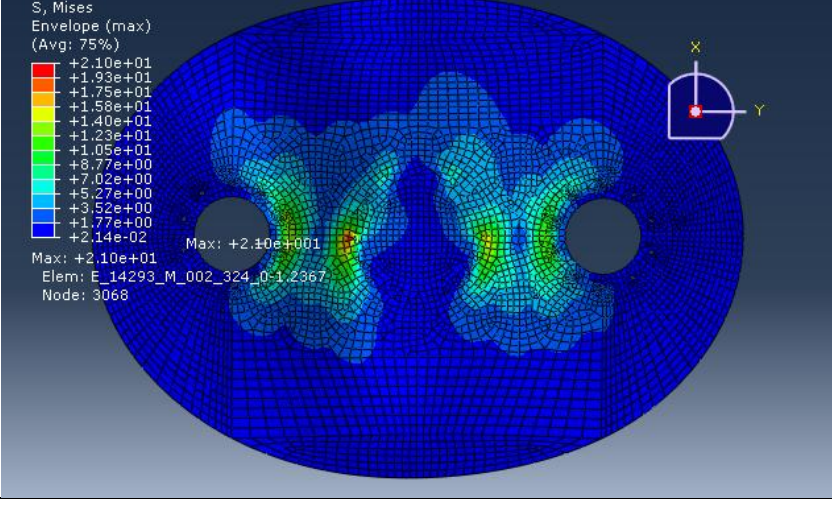
| Caso cadera empotrada | |
|-----------------------|---|
| 5 mm (0/90) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p>  <p>Max: +2.17e+001 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.2367 Node: 3068</p> |
| 5 mm (45/0/-45/90) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p>  <p>Max: +1.96e+001 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3158 Node: 3697</p> |
| 5 mm (45/-45) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p>  <p>Max: +2.10e+001 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.2367 Node: 3068</p> |

Tabla 15.7 distribuciones de von Mises cadera 20mm empotrada

| Caso cadera empotrada | |
|------------------------|---|
| 20 mm (0/90) | <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) </p> <p> +1.726e+00 +1.583e+00 +1.440e+00 +1.297e+00 +1.155e+00 +1.012e+00 +8.693e-01 +7.266e-01 +5.839e-01 +4.411e-01 +2.984e-01 +1.557e-01 +1.301e-02 </p> <p> Max: +1.726e+00 Max: +1.726e+000 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.858 Node: 90 </p> |
| 20 mm (45/0/-45/90) | <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) </p> <p> +1.652e+00 +1.516e+00 +1.379e+00 +1.242e+00 +1.106e+00 +9.693e-01 +8.327e-01 +6.962e-01 +5.596e-01 +4.231e-01 +2.865e-01 +1.500e-01 +1.343e-02 </p> <p> Max: +1.652e+00 Max: +1.652e+000 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.858 Node: 90 </p> |
| 20 mm (45/-45) | <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) </p> <p> +1.736e+00 +1.593e+00 +1.449e+00 +1.305e+00 +1.162e+00 +1.018e+00 +8.746e-01 +7.311e-01 +5.875e-01 +4.439e-01 +3.003e-01 +1.567e-01 +1.310e-02 </p> <p> Max: +1.736e+00 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.758 Node: 385 </p> |

Tabla 15.8 distribuciones de von Mises cadera 5 mm, pie con deslizamiento

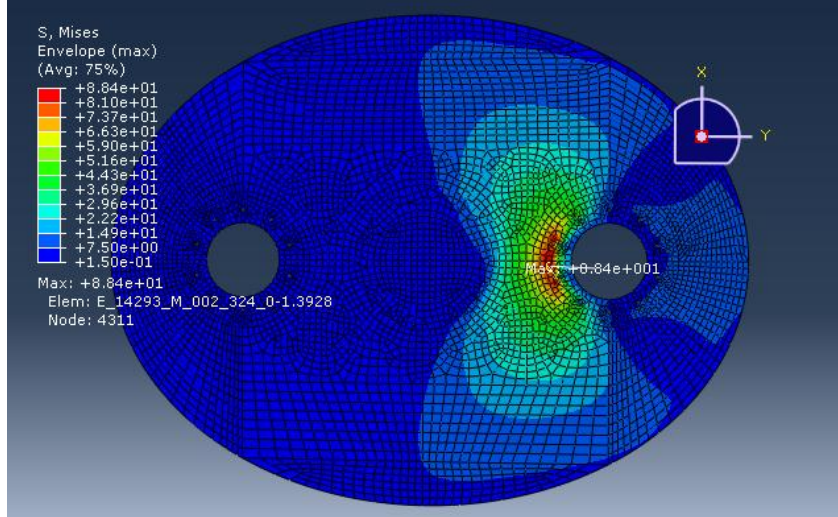
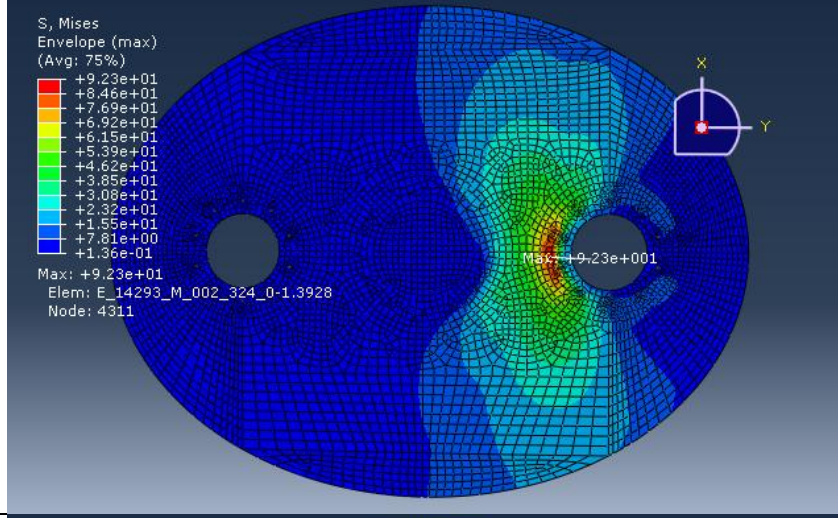
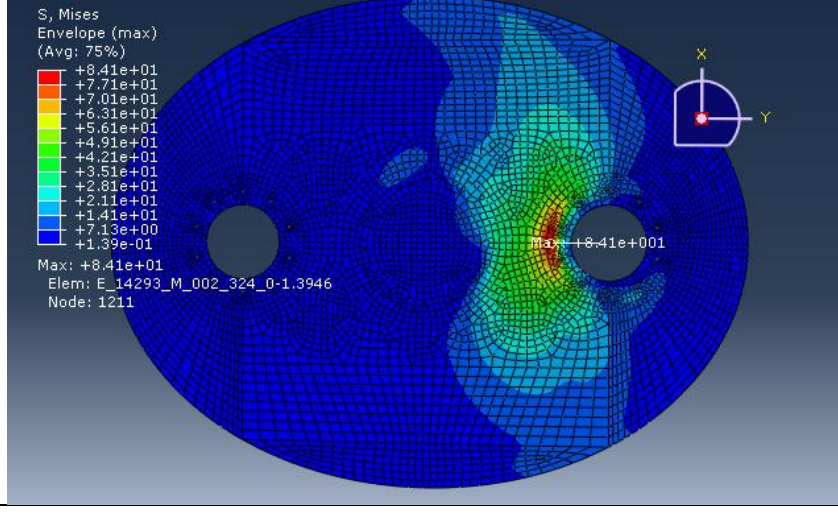
| Caso cadera desplazamiento de una pierna | |
|--|--|
| 5 mm (0/90) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p>  <p>Max: +8.84e+01 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3928 Node: 4311</p> |
| 5 mm (45/0/-45/90) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p>  <p>Max: +9.23e+01 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3928 Node: 4311</p> |
| 5 mm (45/-45) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p>  <p>Max: +8.41e+01 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3946 Node: 1211</p> |

Tabla 15.9 distribuciones de von Mises cadera 20 mm, pie con deslizamiento

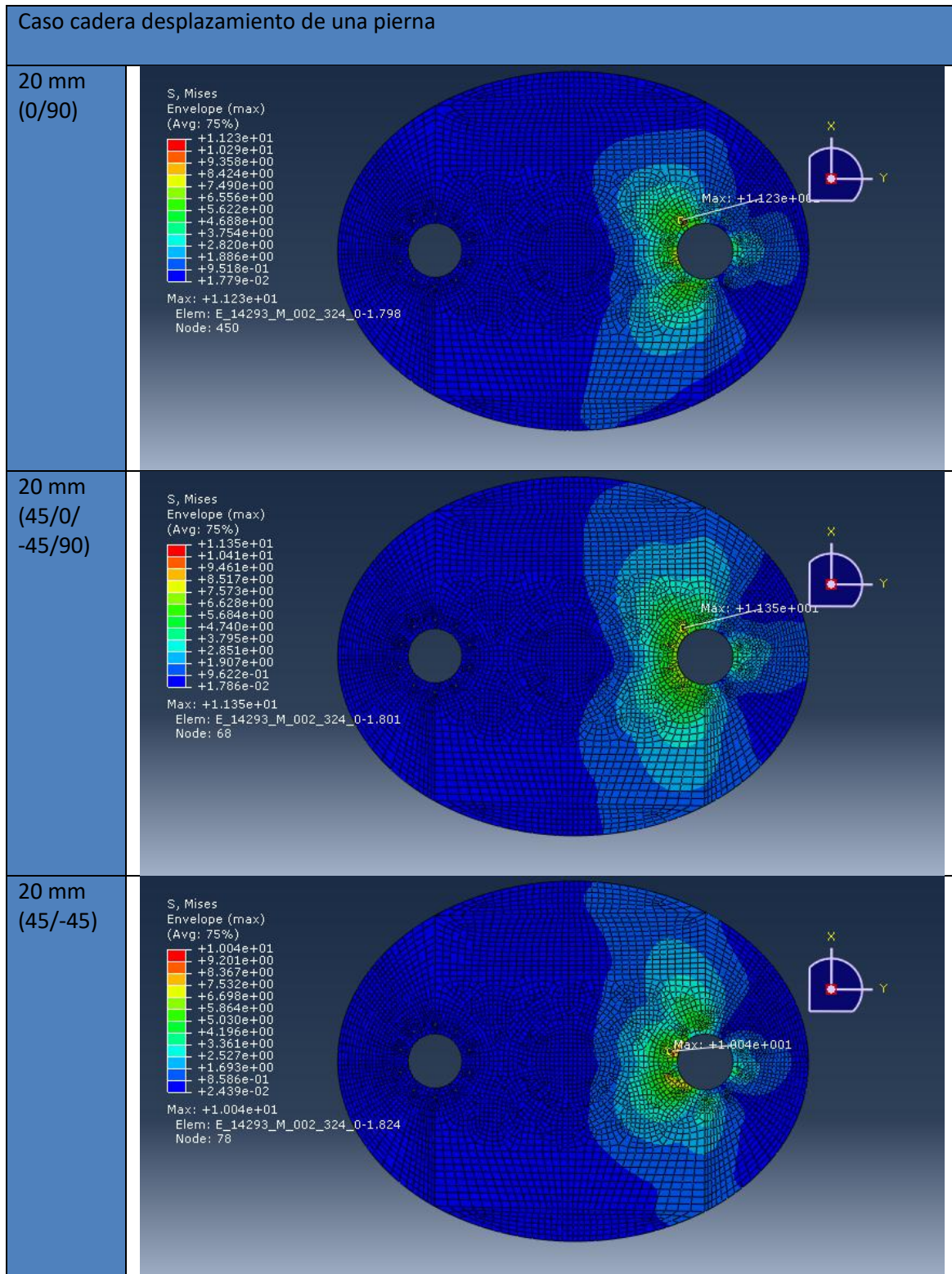


Tabla 15.10 distribuciones de von Mises cadera 5 mm, cadera con giro de 90º

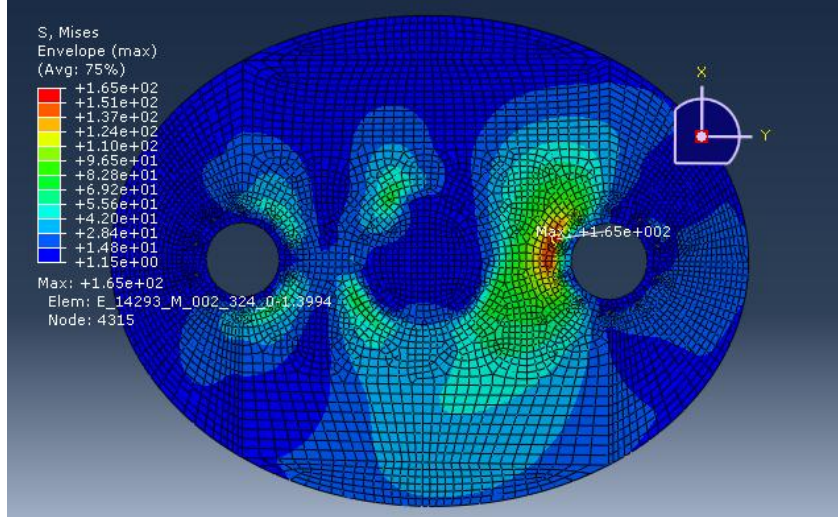
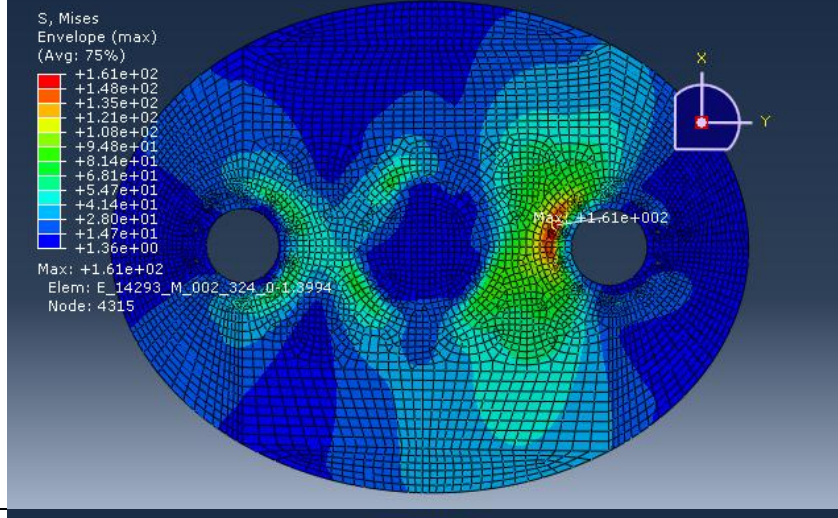
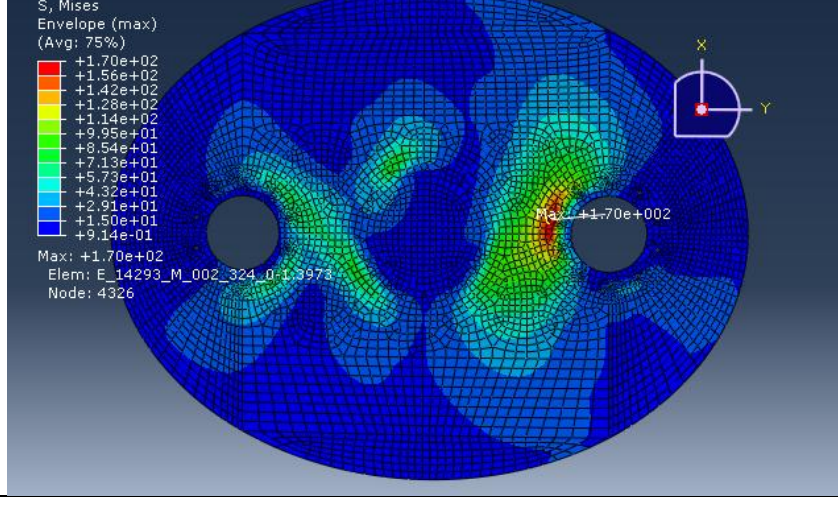
| Caso cadera con giro de 90º | |
|-----------------------------|---|
| 5 mm (0/90) |  <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) +1.65e+02 +1.51e+02 +1.37e+02 +1.24e+02 +1.10e+02 +9.65e+01 +8.28e+01 +6.92e+01 +5.56e+01 +4.20e+01 +2.84e+01 +1.48e+01 +1.15e+00 Max: +1.65e+02 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3994 Node: 4315 </p> |
| 5 mm (45/0/-45/90) |  <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) +1.61e+02 +1.48e+02 +1.35e+02 +1.21e+02 +1.08e+02 +9.48e+01 +8.14e+01 +6.81e+01 +5.47e+01 +4.14e+01 +2.80e+01 +1.47e+01 +1.36e+00 Max: +1.61e+02 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3994 Node: 4315 </p> |
| 5 mm (45/-45) |  <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) +1.70e+02 +1.56e+02 +1.42e+02 +1.28e+02 +1.14e+02 +9.95e+01 +8.54e+01 +7.13e+01 +5.73e+01 +4.32e+01 +2.91e+01 +1.50e+01 +9.14e-01 Max: +1.70e+02 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3973 Node: 4326 </p> |

Tabla 15.11 distribuciones de von Mises cadera 20 mm, cadera con giro de 90º

| Caso cadera con giro de 90º | |
|-----------------------------|--|
| 20 mm (0/90) | <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) </p> <p> +2.045e+01 +1.875e+01 +1.706e+01 +1.536e+01 +1.366e+01 +1.196e+01 +1.027e+01 +8.568e+00 +6.870e+00 +5.172e+00 +3.475e+00 +1.777e+00 +7.980e-02 </p> <p> Max: +2.045e+01 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.798 Node: 450 </p> |
| 20 mm (45/0/-45/90) | <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) </p> <p> +2.037e+01 +1.868e+01 +1.699e+01 +1.530e+01 +1.361e+01 +1.192e+01 +1.023e+01 +8.546e+00 +6.857e+00 +5.168e+00 +3.479e+00 +1.790e+00 +1.016e-01 </p> <p> Max: +2.037e+01 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.801 Node: 68 </p> |
| 20 mm (45/-45) | <p> S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%) </p> <p> +1.944e+01 +1.783e+01 +1.622e+01 +1.461e+01 +1.301e+01 +1.140e+01 +9.787e+00 +8.178e+00 +6.569e+00 +4.960e+00 +3.351e+00 +1.742e+00 +1.327e-01 </p> <p> Max: +1.944e+01 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.806 Node: 463 </p> |

Tabla 15.12 distribuciones de von Mises cadera 5 mm, cadera con giro de -20°

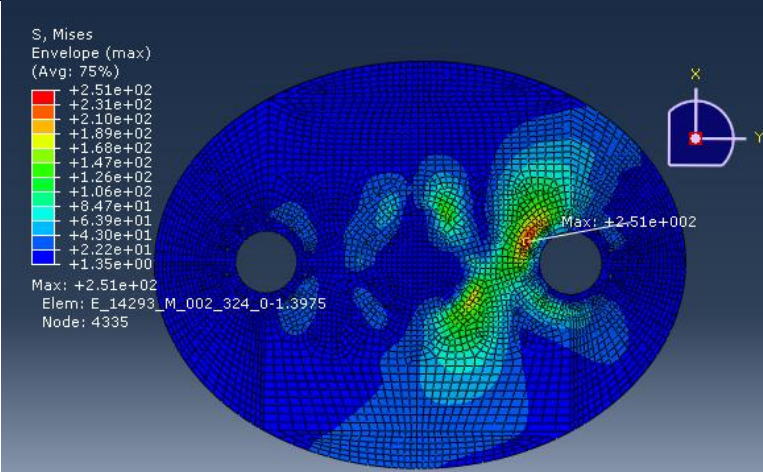
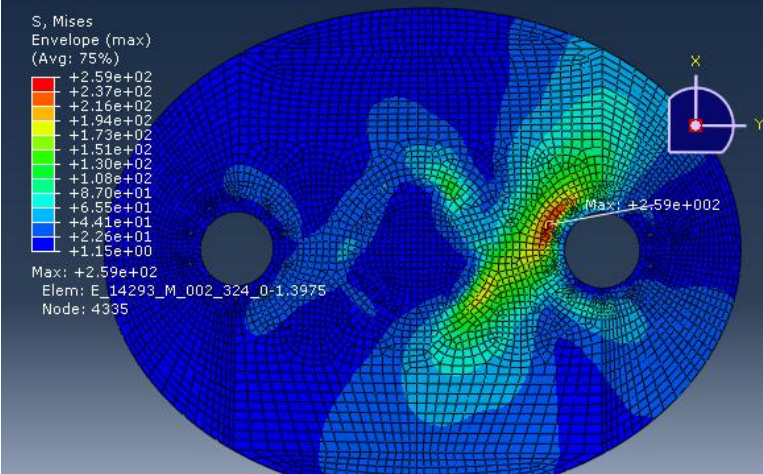
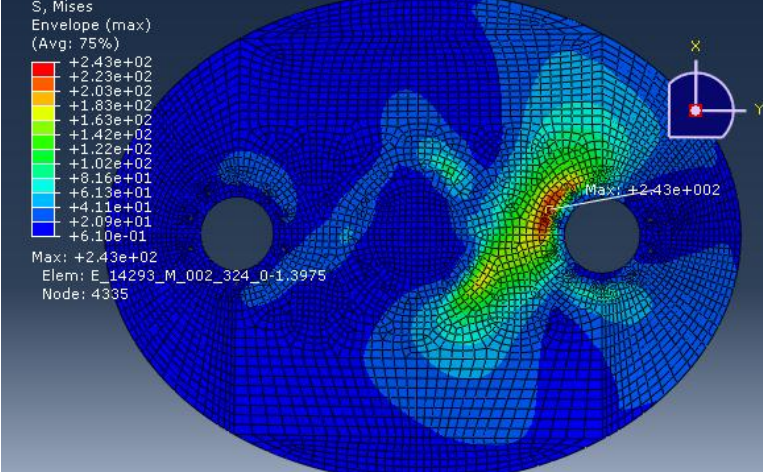
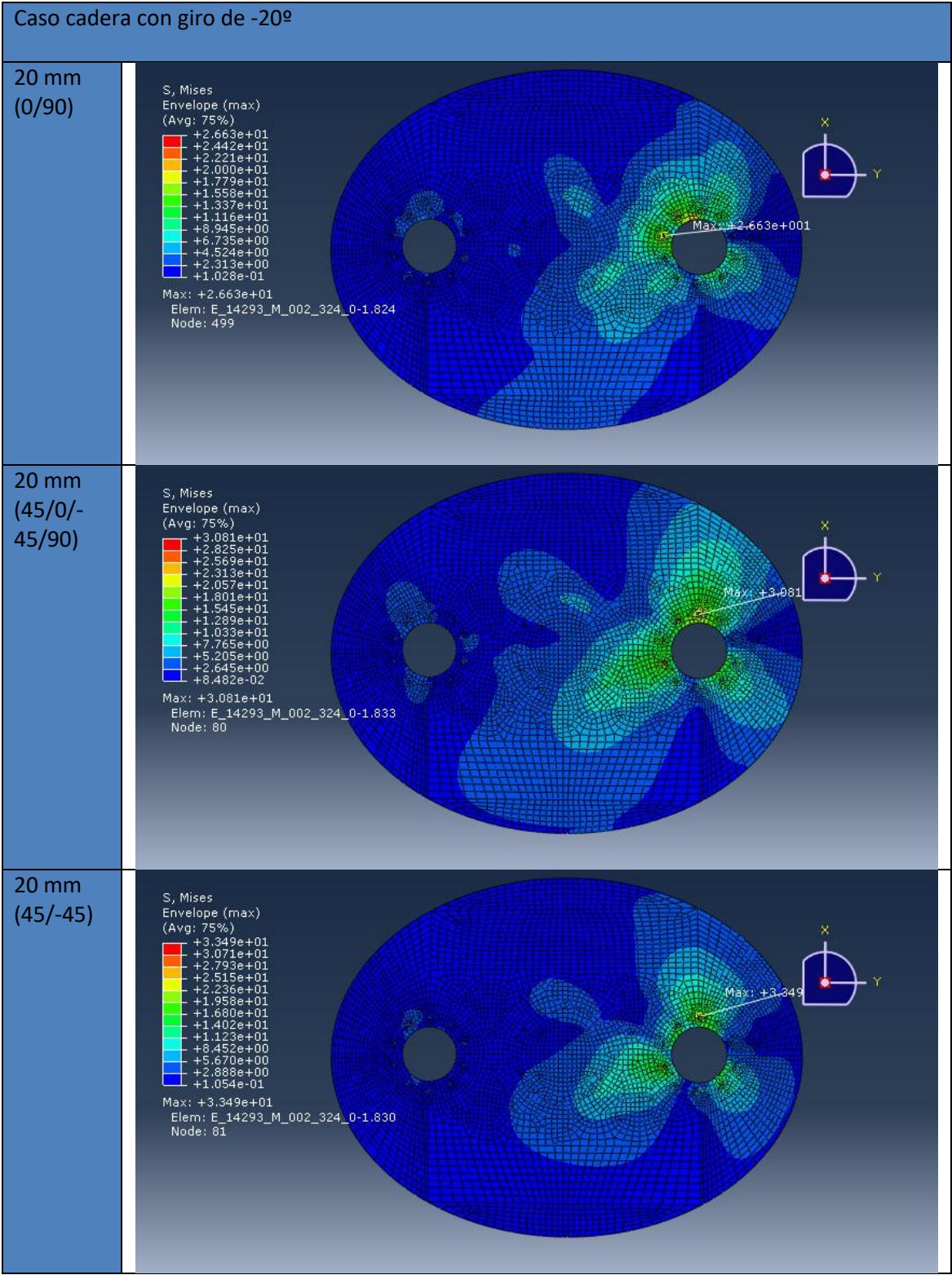
| Caso cadera con giro de -20° | |
|-------------------------------------|--|
| 5 mm (0/90) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +2.51e+02 +2.31e+02 +2.10e+02 +1.89e+02 +1.68e+02 +1.47e+02 +1.26e+02 +1.06e+02 +8.47e+01 +6.39e+01 +4.30e+01 +2.22e+01 +1.35e+00 <p>Max: +2.51e+02 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3975 Node: 4335</p>  |
| 5 mm (45/0/-45/90) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +2.59e+02 +2.37e+02 +2.16e+02 +1.94e+02 +1.73e+02 +1.51e+02 +1.30e+02 +1.08e+02 +8.70e+01 +6.55e+01 +4.41e+01 +2.26e+01 +1.15e+00 <p>Max: +2.59e+02 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3975 Node: 4335</p>  |
| 5 mm (45/-45) | <p>S, Mises Envelope (max) (Avg: 75%)</p> <ul style="list-style-type: none"> +2.43e+02 +2.23e+02 +2.03e+02 +1.83e+02 +1.63e+02 +1.42e+02 +1.22e+02 +1.02e+02 +8.16e+01 +6.13e+01 +4.11e+01 +2.09e+01 +6.10e-01 <p>Max: +2.43e+02 Elem: E_14293_M_002_324_0-1.3975 Node: 4335</p>  |

Tabla 15.13 distribuciones de von Mises cadera 20 mm, cadera con giro de -20º



16. Refuerzo del nuevo diseño en fibra de carbono.

Del mismo modo que el diseño de partida estaba optimizado, con vacíos de material para aligerarlo y compensación con refuerzos para aumentar su rigidez, en este capítulo se verá el comportamiento de la cadera con un incremento localizado del grosor. Este incremento de material consigue adhiriendo tiras de material paralelas a la línea que une los ejes de las piernas.

Estas tiras se definen en el modelo como elementos “Shell” deformable y se malla del mismo modo que el resto de la cadera con elementos “S4R”. Se realiza conexión tipo “constrain/tie”.y además se revisa con precaución el “offset” y la identificación de la superficie de referencia para que las dos piezas crezcan opuestamente.

En cuanto a las fibras, se decide que éstas estén todas orientadas longitudinalmente para dar rigidez en la dirección que nos interesa. Para conseguirlo incluimos un eje de coordenadas propio a la pieza para evitar confusión con el eje de coordenadas global.

La pieza se es un rectángulo de dimensiones 380mm x 40 mm a la que se le añadirán capas de 0.25 mm de fibra de carbono para optimizar la simulación. Según las distintas capas se obtendrán los resultados para distintos grosores. En las figuras 16.1 y 16.2 se muestra la pieza individualmente e incluida en el montaje, donde se sitúa una de estas piezas a cada lateral de la línea central que une los ejes de las piernas.

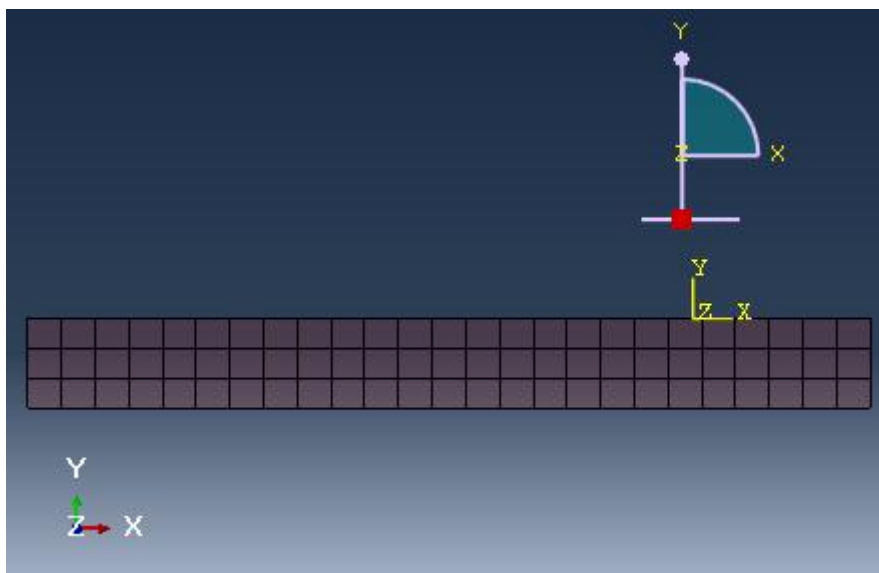


Fig. 16.1 Representación de la pieza que se añade al modelo para dar rigidez.

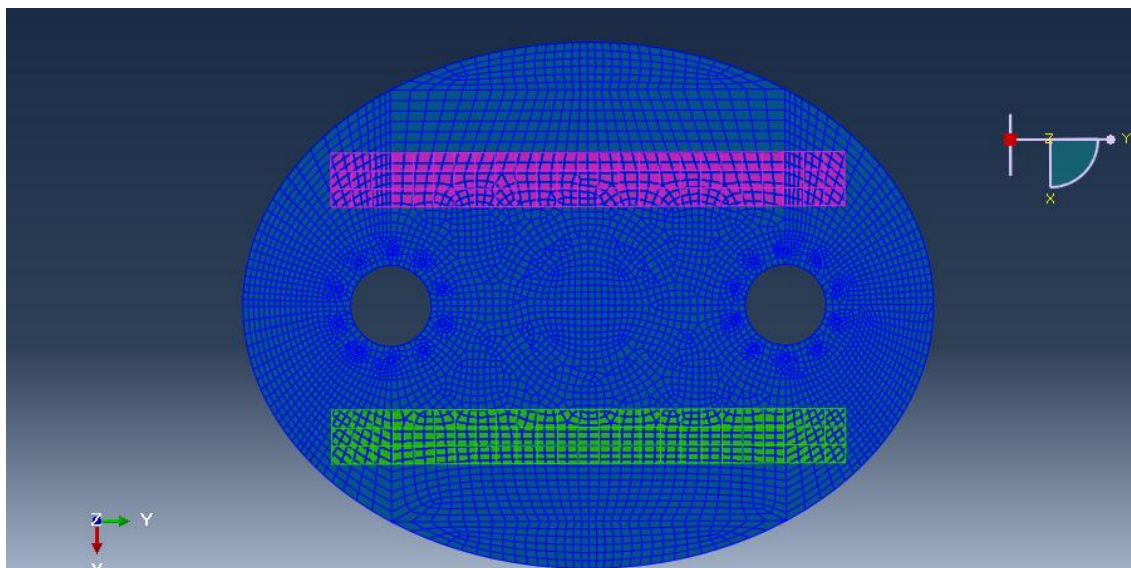


Fig. 16.1 Representación de la cadera y la localización de los dos nervios en color rosa y verde.

En este capítulo solo se mostrarán las nuevas deformaciones y giros relativos máximos obtenidos con el nuevo diseño y según el grosor de los nuevos nervios estructurales sobre la pieza de cadera de 10 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90. La tabla 16.1 muestra cómo afecta el grosor de estos refuerzos ante las cargas de la cadera.

Tabla 16.1 Resultados de la simulación en función del grosor de elemento de los elementos de refuerzo (deformación y giro relativo)

| | Apoyado Biempotrada. | | Apoyado Deslizamiento | | Cadera 90° | | Cadera -20 | |
|----------------|-------------------------|-------------|--------------------------|-------------|------------|-------------|------------|-------------|
| Nervio [mm] | U [mm] | UR [rad] | U [mm] | UR [rad] | U [mm] | UR [rad] | U [mm] | UR [rad] |
| 0 | 1,96E-02 | 2,66E-04 | 8,67E-01 | 2,45E-03 | 1,62E+00 | 5,60E-03 | 2,03E+00 | 7,62E-03 |
| 10 | 1.15E-02 | 1.58E-04 | 4.18E-01 | 1.24E-03 | 7.61E-01 | 2.46E-03 | 1.22E+00 | 5.38E-03 |
| 12 | 1.08E-02 | 1.49E-04 | 3.92E-01 | 1.19E-03 | 7.10E-01 | 2.28E-03 | 1.15E+00 | 5.19E-03 |
| 15 | 9.85E-03 | 1.36E-04 | 3.65E-01 | 1.13E-03 | 6.51E-01 | 2.07E-03 | 1.08E+00 | 4.96E-03 |
| 20 | 8.60E-03 | 1.20E-04 | 3.37E-01 | 1.07E-03 | 5.96E-01 | 1.88E-03 | 9.99E-01 | 4.70E-03 |

Respecto a la comparación de las deformaciones máximas apreciables en la pieza de compuesto de fibra de carbono con el diseño de partida rectangular en aluminio, este último tiene dimensiones menores y las deformaciones en los extremos son mucho menores para el mismo giro relativo. Para poder realizar una comparación más real, en la tabla 16.2 se indican, para algunos casos significativos, las deformaciones máximas que se producen en el perímetro de la fijación a la pierna.

Tabla 16.2 Deformaciones máximas significativas en el perímetro de fijación de la pierna.

| Cadera base | Nervio [mm] | Apoyado Deslizamiento | Cadera 90° | Cadera -20 |
|----------------------|----------------|--------------------------|------------|------------|
| | | U [mm] | U [mm] | U [mm] |
| 10 mm 45/0/-45/90 | 0 | 6.77E-01 | 1.24E+00 | 1.32E+00 |
| 10 mm 45/0/-45/90 | 10 | 3.33E-01 | 5.93E-01 | 7.08E-01 |
| 10 mm 45/0/-45/90 | 20 | 2.71E-01 | 4.74E-01 | 5.69E-01 |

17. Conclusión

En vista a la caracterización realizada para el nuevo diseño de cadera con material compuesto de fibra de carbono, se llega a las siguientes conclusiones:

1. Debido a los distintos casos de cargas que sufre la cadera durante la marcha del robot, las direcciones de las tensiones críticas varían en todo momento. Se observa que una distribución de fibras más repartida ofrece un mejor comportamiento frente a distintos casos.

En la figura 17.1 se hace una comparativa de las deformaciones que sufre la cadera con dos giros de cadera distintos y se aprecia que la dirección de las fibras toma un papel importante y reacciona de forma distinta en cada uno de los casos. Vemos que con un giro de cadera de 90° , las fibras en dirección 90° y 0° reducen la deformación, pero por otra parte, en el caso de giro de la cadera a -20° , las fibras orientadas en 45° y -45° son las que tienen mejor comportamiento.

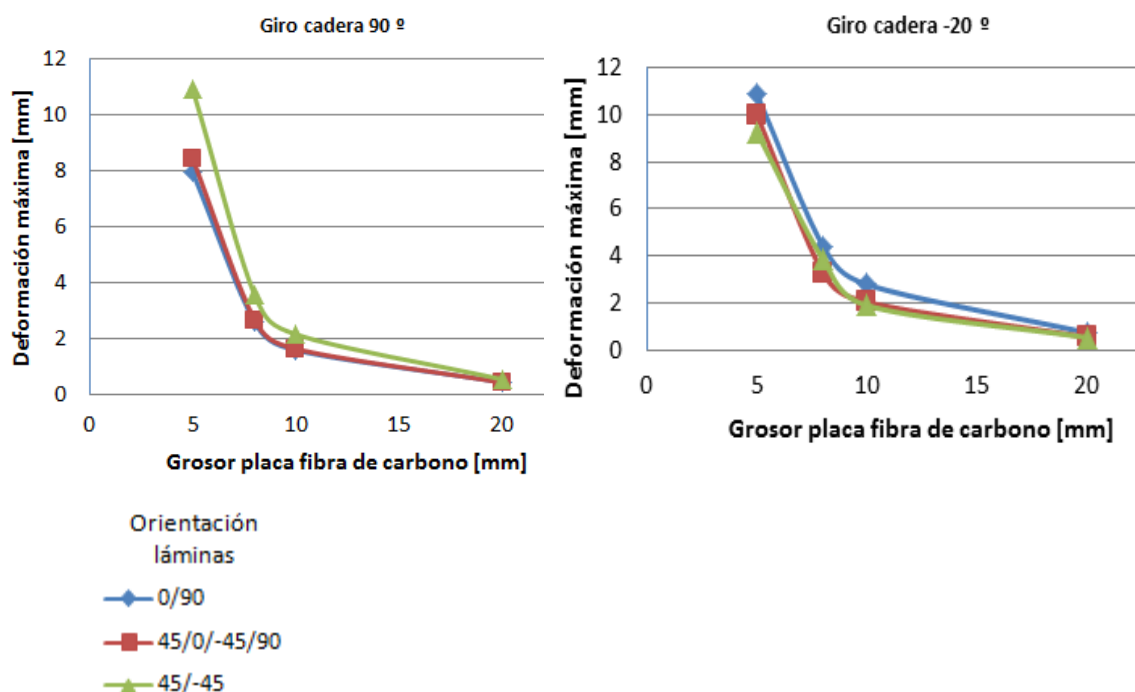


Fig 17.1 Comparativa de deformaciones máximas en el caso de giro de cadera 90° y -20° .

Revisando los distintos resultados, al igual que se ve en la figura 16.1, la cadera que combina fibras a 45/0/-45 /90 es la que tiene un mejor comportamiento. Se observa que la orientación 45/0/-45 /90 tiene siempre un comportamiento próximo a la orientación de fibras más ventajosas.

Las tensiones son soportadas en su mayor parte por las capas donde la fibra es más próxima a la dirección principal de estas tensiones. Disponer de varias orientaciones permite al material aprovechar las capas más adecuadas.

Entrando al detalle de las tensiones principales soportadas por cada capa de material compuesto (según hemos definido en la simulación de 0.25 mm cada una), podemos ver como las tensiones aparecen en aquellas capas con dirección de fibra más próxima a las tensiones. Estas capas son las que ofrecen una mayor resistencia a la deformación en esas direcciones.

En las figuras 17.2 y 17.3 vemos como las tensiones se distribuyen en las direcciones de las fibras correspondientes a cada capa.

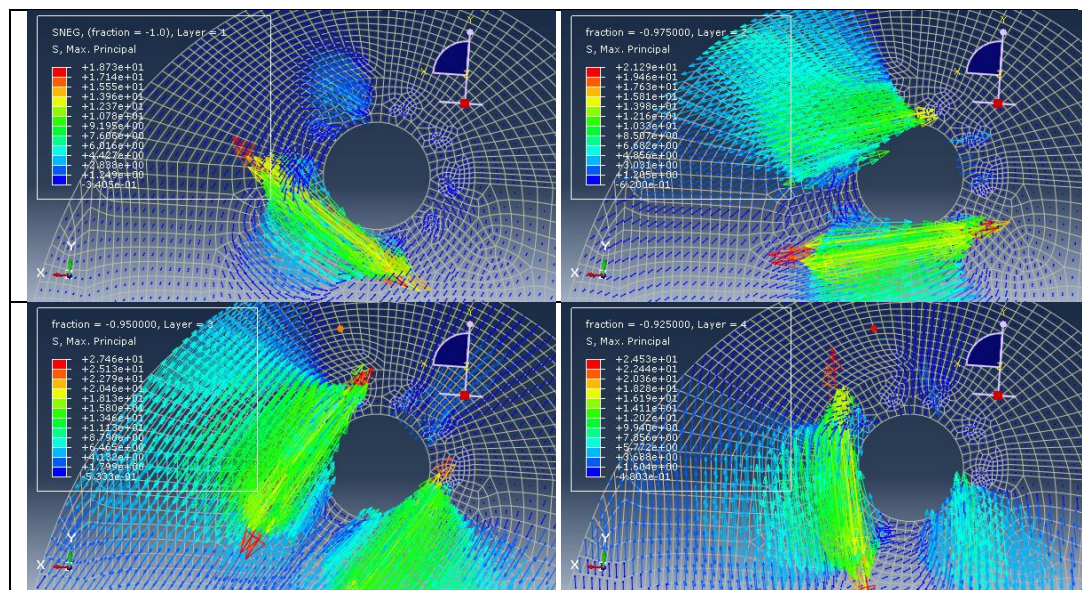


Fig. 17.2 Tensiones principales máximas en las capas 1, 2, 3 y 4 (de izquierda a derecha y de arriba abajo) en el caso de cadera girada 20° con grosor 20 mm y configuración 45/0/-45/90.

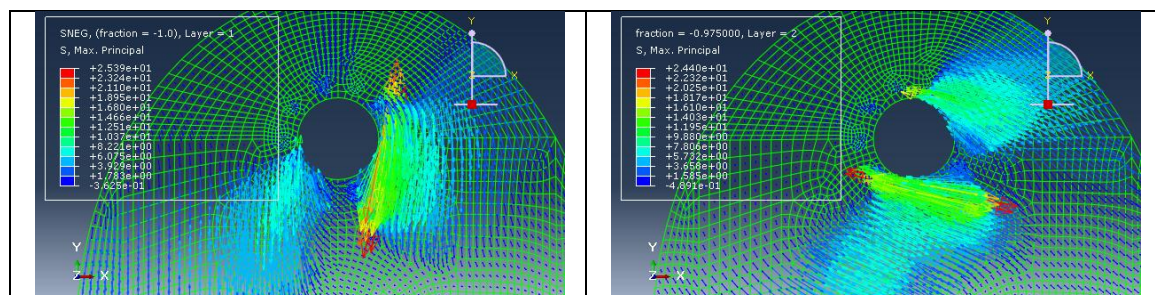


Fig. 17.2 Tensiones principales máximas en las capas 1, 2 (de izquierda a derecha) en el caso de cadera girada 20° con grosor 20 mm y configuración 0/90

2. La distribución del criterio de fallo (ver figura 17.3) muestra que la zona de fijación a la pierna y tronco es bastante crítica, aunque con las cargas analizadas nos encontramos siempre dentro de la envolvente de Tsai-Wu con valores seguros por debajo de 0.5.

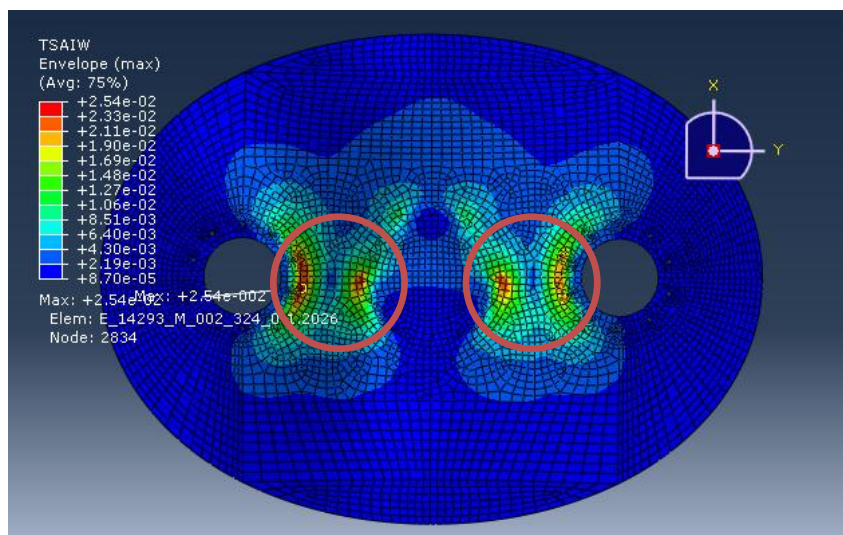


Fig 17.3 Identificación de los puntos con criterio de fallo más elevado extraído de la cadera analizada de 5 mm con orientación de fibras 45/0/-45/90, y en el caso de empotramiento de ambas piernas.

Si bien esta zona parte de una hipótesis ficticia y la realidad puede diferir mucho de la simulación. El criterio de Tsai-Wu bajo otorga suficiente confianza, en cuanto a la resistencia del material, para demostrar seguridad en el caso real.

3. Revisando los resultados, aparece un punto de inflexión en las propiedades de la cadera entre los grosores de 8 y 10mm que se repite independientemente de la orientación de fibras o el estado de cargas.

El aumento del momento de inercia de la sección de la pieza no crece linealmente con el grosor, y por ello se produce este punto de inflexión tan significativo a la hora de economizar el diseño. Pequeñas variaciones de grosor, hasta ese punto de inflexión, suponen una gran mejora que hace interesante usar al menos 10 mm de grosor.

4. Los resultados más aproximados a la pieza inicial fabricada en aluminio (que recordemos que estaba reforzada mediante nervios exteriores en forma de marco y un nervio central) son los que se obtienen en la cadera con grosor de 20mm. La tabla 17.1, en la que se indican en verde los valores de la pieza en fibra de carbono donde la deformación comparte orden de magnitud con la pieza de aluminio y el valor de la deformación no es mayor del doble del obtenido con la pieza de aluminio).

Tabla 17.1 Comparativa de deformaciones en el caso de cadera con orientación de fibras 45/0/-45/90 y grosor 20 mm y 10 mm junto con resultados de cadera inicial de aluminio.

| | Apoyado Biempotrada. | Apoyado Deslizamiento | Cadera 90º | Cadera -20 |
|---|-------------------------|--------------------------|------------|------------|
| CASO | U [mm] | U [mm] | U [mm] | U [mm] |
| 10mm -45/0/45/90 Fibra carbono | 1,96E-02 | 8,67E-01 | 1,62E+00 | 2,03E+00 |
| 10mm -45/0/45/90 Refuerzo 15 mm Fibra carbono | 9.85E-03 | 3.65E-01 | 6.51E-01 | 1.08E+00 |
| 20mm -45/0/45/90 Fibra carbono | 5,75E-03 | 2,34E-01 | 4,15E-01 | 5,37E-01 |
| 10 mm placa Al con nervios | 8,43E-03 | 9,48E-03 | 4.43E-01 | 3,50E-01 |

En el caso de la cadera de 10 mm, tiene un desplazamiento máximo de 2 mm bastante significativo. Sin embargo, este desplazamiento es en el total de la pieza y ocurre en el extremo de la cadera de fibra de carbono, mucho mayor en dimensiones que la cadera de aluminio.

Gracias al refuerzo de 15 mm en la cadera 10 mm de fibra de carbono, la deformación de 2 mm en el caso de giro de cadera de -20º se reduce a la mitad, y se consigue un comportamiento más aproximado al modelo de aluminio.

5. En vista a los resultados, se revisan los datos y se identifica el desplazamiento máximo en el perímetro de fijación de la pierna y se muestra en la tabla 17.2.

Tabla 17.2 Desplazamiento máximo en la cadera medido en el perímetro de fijación de la pierna.

| Cadera base | Nervio [mm] | Apoyado Deslizamiento | Cadera 90º | Cadera -20 |
|----------------------|----------------|--------------------------|------------|------------|
| | | U [mm] | U [mm] | U [mm] |
| 10 mm Aluminio | 10 | 7.30e-04 | 1.98E-01 | 1.83E-01 |
| 10 mm 45/0/-45/90 | 0 | 6.77E-01 | 1.24E+00 | 1.32E+00 |
| 10 mm 45/0/-45/90 | 10 | 3.33E-01 | 5.93E-01 | 7.08E-01 |
| 10 mm 45/0/-45/90 | 20 | 2.71E-01 | 4.74E-01 | 5.69E-01 |

Seguimos viendo que cuando el grado de libertad de las piernas es solo horizontal (apoyado con deslizamiento), la pieza de aluminio tiene ventaja.

En cuanto a los casos de pierna en suspensión, los resultados se aproximan aunque en el caso de cadera girada -20º, el desplazamiento de la pierna con refuerzo de 20mm es de más de 3 veces el valor del caso en aluminio.

6. Los análisis por separado del doble empotramiento de la cadera y una pierna con deslizamiento, pueden interpretarse como casos no reales. En el caso de existir deslizamiento de una pierna, se espera cierta reacción opuesta al desplazamiento, y nos encontraremos en un punto intermedio entre empotramiento y deslizamiento total del pie.
7. En el caso de necesitarse un grosor inferior a 20 mm de cadera con los que conservar unas propiedades similares a la cadera inicial de aluminio, habría que incluir elementos que añadan rigidez en las zonas críticas para reducir la deformación.
8. Una pieza que no evite grandes desplazamientos de la pierna en suspensión, generará un ángulo de giro que dificultará la actividad. En las figuras del capítulo 15 se observa, en los casos con la pierna en suspensión, que existen gradientes de deformación en la fijación de la pierna que pueden ser causa de alteración en el funcionamiento del robot. Aún así, la cadera dispone de grados de libertad que podrían corregir este defecto en el caso de ser significativo.

9. La distribución de carga de la parte superior del cuerpo es bastante crítica y es el motivo de los valores más altos del criterio de Tsai-Wu. Distribuir en una mayor superficie estas cargas y alejarlas de la línea central de la cadera puede reducir los valores del criterio de Tsa-Wu. Aún así, estos valores no son significativos para identificar el riesgo de fallo.
10. La pieza del diseño de partida tenía un volumen de 1533.82 cm^3 y proporciona un comportamiento similar a la plancha de fibra de carbono de 20 mm^2 de grosor. Ambas piezas tienen una masa total muy similar según la tabla 17.3. En la tabla 17.4 se tienen las distintas masas asociadas a los distintos grosores de la pieza en compuesto de fibra de carbono.

Tabla 17.3 Relación masas de masas del diseño de partida y su equivalente en comportamiento en fibra de carbono de 20mm de grosor.

| Antiguo diseño rectangular en aluminio (10 mm de grosor + refuerzos) | | | Nuevo diseño en fibra de carbono (20 mm de grosor) | | |
|---|-----------------------------------|---------------|---|-----------------------------------|---------------|
| Volumen [cm ³] | Densidad [kg/m ³]. | Masa [kg]. | Volumen [cm ³] | Densidad [kg/m ³]. | Masa [kg]. |
| 1533.81 | 2698 | 4.14 | 3004.16 | 1530 | 4.60 |

Tabla 17.4 Masa de la nueva pieza en relación al grosor, teniendo una proyección horizontal de 0.15 m^2 y una densidad de 1530 kg/m^3

| GROSOR [mm] | Volumen [cm ³] | Masa [kg]. |
|----------------|-------------------------------|---------------|
| 5 | 751,04 | 1.15 |
| 8 | 1201.66 | 1.84 |
| 10 | 1502,08 | 2.30 |
| 20 | 3004.16 | 4.60 |

La similitud entre las masas de las caderas de fibra de carbono y aluminio, con comportamiento similar, hace pensar que es poco interesante el cambio de pieza. Es cierto que la pieza en aluminio está bastante optimizada, con vacíos allá donde sobra material y refuerzos donde pueden aportar más rigidez. En el caso de la pieza de fibra de carbono, las dimensiones son bastantes mayores que la pieza de aluminio y se podría optimizar el diseño reduciendo material.

Podemos ver que optimizando el diseño de la pieza de fibra de carbono con una base más fina complementada con refuerzos, se consigue una reducción en la masa de la pieza. Como se muestra en la tabla 17.5, se consigue reducir 1,14 kg (27%) sin perder grandes prestaciones al utilizar la plancha de fibra de carbono de 10 mm con refuerzos de 15 mm (según se describen en el capítulo 16).

Tabla 17.5 Relación masas de masas del diseño de partida y su equivalente en comportamiento en fibra de carbono de 10mm de grosor con dos refuerzos de 380mm x 40 mm.

| Antiguo diseño rectangular en aluminio (10 mm de grosor + refuerzos) | | | Nuevo diseño en fibra de carbono (10 mm de grosor + refuerzos de 15mm de grosor) | | |
|---|-----------------------------------|---------------|--|-----------------------------------|---------------|
| Volumen [cm ³] | Densidad [kg/m ³]. | Masa [kg]. | Volumen [cm ³] | Densidad [kg/m ³]. | Masa [kg]. |
| 1533.81 | 2698 | 4.14 | 1960,78 | 1530 | 3.00 |

11 La simplicidad del diseño y la facilidad de fabricación de la pieza en fibra de carbono hace viable el cambio, asumiendo un pequeño sacrificio de rigidez que se obtenía con la pieza de aluminio.

18. Futuras líneas de desarrollo

Este proyecto se ha limitado a la cadera del robot RH-2, pero existen múltiples elementos estructurales que pueden ser reemplazados por material compuesto y aligerar su peso.

En un futuro, si se siguen modificando componentes del robot RH-2 o se diseña una evolución, sería interesante analizar los modos propios para evitar vibraciones que confundan la realimentación del robot.

Una vez construido el robot RH-2, denominado TEO, puede comprobarse qué diferencias hay con el modelo real y así volver a establecer las hipótesis de diseño en el caso de darse la necesidad de modificación. En la figura 17.1 hay una imagen del resultado final una vez fue construido.

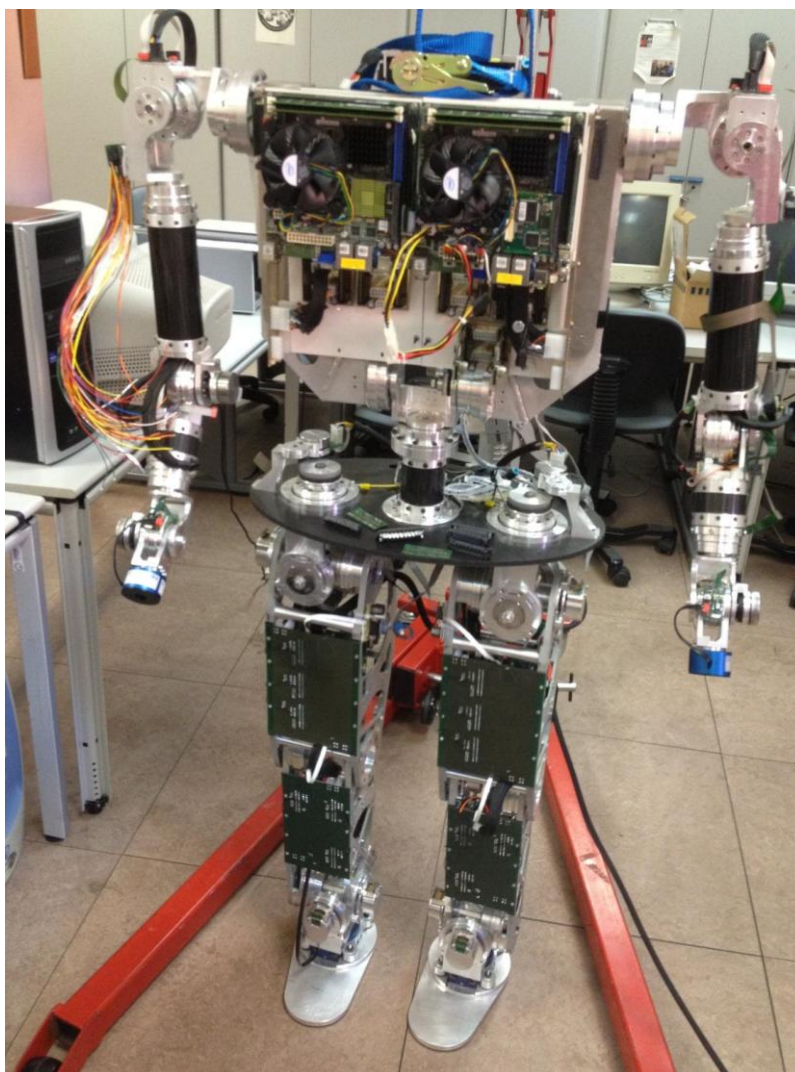


Fig 17.1 Fotografía de RH2 finalmente construido y denominado TEO.

Anexo I. Conversión unidades Abaqus (dimensiones en mm)

Debido al uso utilizar como unidad de longitud el mm se utilizan los siguientes criterios para la correcta dimensionalización de los resultados:

Tabla Anexol.1 Tabla de conversión de unidades por uso de mm como unidad de longitud

| | Fuerza (N= kg·m·s ⁻²) | Densidad (Kg·m ⁻³) | Presión (Pa=kg·m ⁻¹ ·s ⁻²) | Longitud (m) | Tiempo (s) |
|-------------------------------------|--------------------------------------|--|--|-----------------|---------------|
| Unidades de Abaqus al usar mm | N | t·mm ⁻³ o Kg·cm ⁻³ | MPa | mm | S |

Condición para compatibilidad de unidades:

$$F=M \cdot L \cdot T^{-2}$$

$$[N]=[kg] \cdot [m] \cdot [s]^{-2}$$

$$[N]=[Mg] [mm] \cdot [s]^{-2}$$

$$\text{Siendo } [t] [mm] = [kg] \cdot [m] \cdot 1000/1000$$

Refiriéndonos con “t” a tonelada.

Anexo II. Propiedades compuesto de fibra de carbono.

Tabla Anexo II.1 Propiedades usuales del compuesto de fibra de carbono T300, de uso habitual en la industria.

| Propiedades y criterio de fallo de un compuesto con fibra de carbono- Epoxi 60% en volumen | | | | | | |
|--|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------------|--|
| Densidad (kg/m3) | Xt(MPa) | Xc(MPa) | Yt(MPa) | Yc(MPa) | E ₁ (GPa) | E ₂ (GPa) E ₃ (GPa) |
| 1530 | 1270 | 1130 | 42 | 141 | 135 | 7 |
| ν_{12} | ν_{31} | ν_{32} | G_{12} (GPa) | G_{13} (GPa) | G_{23} (GPa) | |
| 0,3 | 0,3 | 0,3 | 7,10 | 7,17 | 3,45 | |
| S_{12} (MPa) | S_{13} (MPa) | S_{23} (MPa) | | | | |
| 93 | 93 | 60 | | | | |

Siendo S₁₂ y S₁₃ el “longitudinal shear strenght” que se define en Abaqus, mientras S₂₃ es eldenominado “transversal shear strenght”. Esta aclaración se hace porque existe diversa bibliografía que los identifica de forma contraria.

Tabla Anexo II.2 Propiedades de referencia para la fibra de carbono

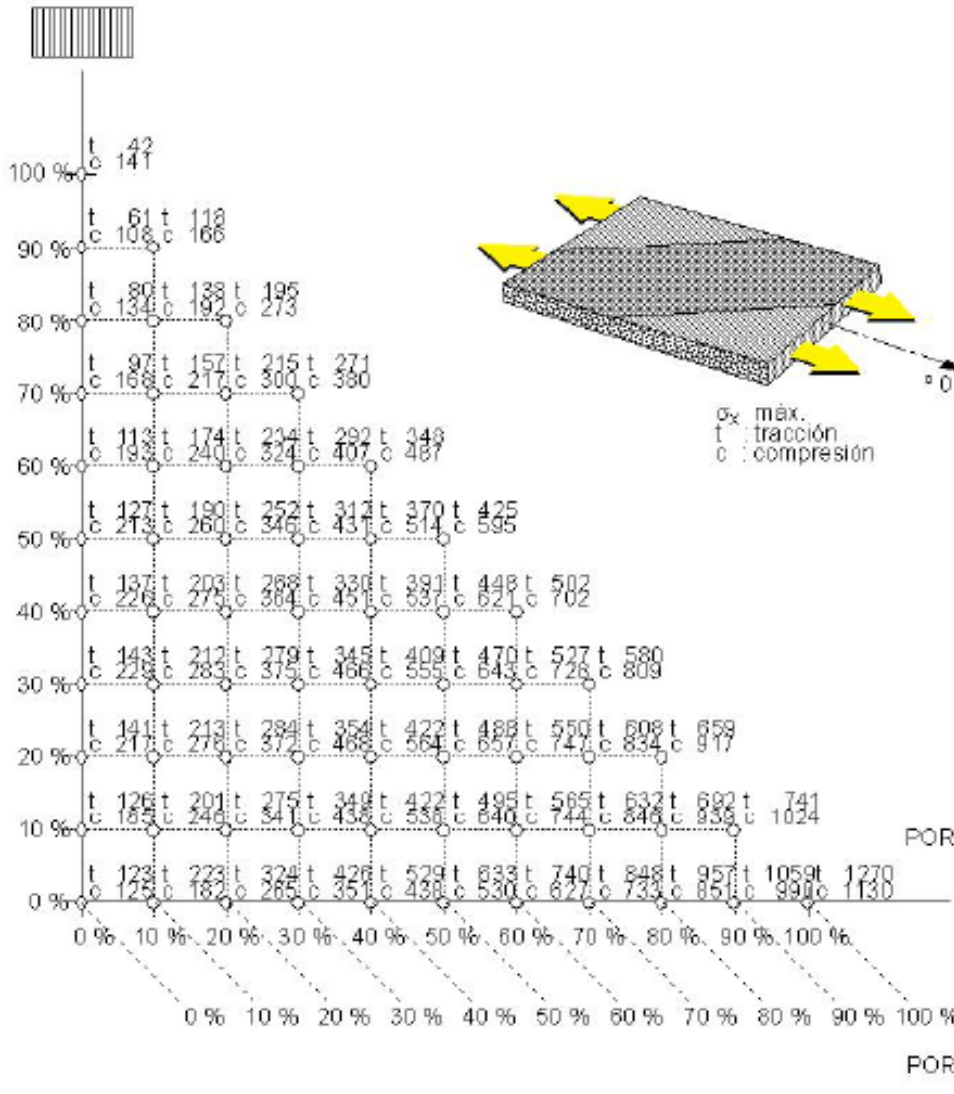
| Fibra de carbono | | | | | |
|---|------------------|--------------|-------------------|-------------------|----------------------|
| * Composite Materials : Mechanical Behavior and Structural Analysis. Jean-Marie Berthelot, J. M. Cole, F. F. Ling. Springer | | | | | |
| ** Introducción a la ciencia e ingeniería de los materiales. (Vol. II). William D. Callister JR. Editorial Reverté, S.A. Año 2000 | | | | | |
| E _L * | E _T * | ν_{LT} * | G _{LT} * | G _{TT} * | ρ ** |
| 230 GPa | 15 GPa | 0.36 | 5 GPa | 4 GPa | 1.8Kg/m ³ |

Tabla para cálculo de la tensión máxima (MPa), en función de los porcentajes decapas.
Direcciones 0°, 90°, 45° y -45°. (Materiaux composites, D. Gay, Ed. Hermes)

LAMINADO CARBONO / EPOXI

$V_f = 60\%$ de fibras en volumen
Espesor de las capas = 0.13 mm

PORCENTAJE DE CAPAS
A 90°



Hoja de características técnicas del compuesto de fibra de carbono T300.

**TECHNICAL
DATA SHEET**
No. CFA-001

TORAYCA® T300 DATA SHEET

Baseline carbon fiber used in aerospace applications. Has 30 year production history and is known for its balanced composite properties, high quality, consistency, reliability and supplyability.

FIBER PROPERTIES

| | | English | Metric | Test Method |
|-------------------|----------|--------------------------------------|------------------------|--------------------|
| Tensile Strength | | 512 ksi | 3,530 MPa | TY-030B-01 |
| Tensile Modulus | | 33.4 Msi | 230 GPa | TY-030B-01 |
| Strain | | 1.5 % | 1.5 % | TY-030B-01 |
| Density | | 0.064 lbs/in ³ | 1.76 g/cm ³ | TY-030B-02 |
| Filament Diameter | | 2.8E-04 in. | 7 µm | |
| Yield | 1K | 22,568 ft/lbs | 66 g/1000m | TY-030B-03 |
| | 3K | 7,523 ft/lbs | 198 g/1000m | TY-030B-03 |
| | 6K | 3,761 ft/lbs | 396 g/1000m | TY-030B-03 |
| | 12K | 1,862 ft/lbs | 800 g/1000m | TY-030B-03 |
| Sizing Type | 40A, 40B | | 1.0 % | TY-030B-05 |
| & Amount | 40D | | 0.7 % | TY-030B-05 |
| | 50A, 50B | | 1.0 % | TY-030B-05 |
| | Twist | Twisted, Untwisted, or Never twisted | | |

FUNCTIONAL PROPERTIES

| | |
|------------------------------|---|
| CTE | -0.41 $\alpha \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ |
| Specific Heat | 0.19 Cal/g $\cdot^{\circ}\text{C}$ |
| Thermal Conductivity | 0.025 Cal/cm $\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$ |
| Electric Resistivity | 1.7 $\times 10^{-3} \Omega\cdot\text{cm}$ |
| Chemical Composition: Carbon | 93 % |
| Na + K | <50 ppm |

COMPOSITE PROPERTIES *

| | | | |
|----------------------|----------|------------------------|-------------|
| Tensile Strength | 270 ksi | 1,860 MPa | ASTM D-3039 |
| Tensile Modulus | 20.0 Msi | 135 GPa | ASTM D-3039 |
| Tensile Strain | 1.3 % | 1.3 % | ASTM D-3039 |
| Compressive Strength | 215 ksi | 1,470 MPa | ASTM D-695 |
| Flexural Strength | 260 ksi | 1,810 MPa | ASTM D-790 |
| Flexural Modulus | 18.0 Msi | 125 GPa | ASTM D-790 |
| ILSS | 14 ksi | 10 kgf/mm ² | ASTM D-2344 |
| 90° Tensile Strength | 11.0 ksi | 76 MPa | ASTM D-3039 |

* Toray 250°F Epoxy Resin. Normalized to 60% fiber volume.

TORAY CARBON FIBERS AMERICA, INC.

T300

COMPOSITE PROPERTIES**

| | | | |
|-------------------------|----------|------------------------|-------------|
| Tensile Strength | 255 ksi | 1,760 MPa | ASTM D-3039 |
| Tensile Modulus | 19.5 Msi | 130 GPa | ASTM D-3039 |
| Tensile Strain | 1.3 % | 1.3 % | ASTM D-3039 |
| Compressive Strength | 230 ksi | 1,570 MPa | ASTM D-695 |
| Compressive Modulus | 18.5 Msi | 125 GPa | ASTM D-695 |
| In-Plane Shear Strength | 14 ksi | 98 MPa | ASTM D-3518 |
| ILSS | 15.5 ksi | 11 kgf/mm ² | ASTM D-2344 |
| 90° Tensile Strength | 11.5 ksi | 80 MPa | ASTM D-3039 |

** Toray Semi-Toughened 350°F Epoxy Resin. Normalized to 60% fiber volume.

See Section 4 for Safety & Handling information. The above properties do not constitute any warranty or guarantee of values.

These values are for material selection purposes only. For applications requiring guaranteed values, contact our sales and technical team to establish a material specification document.

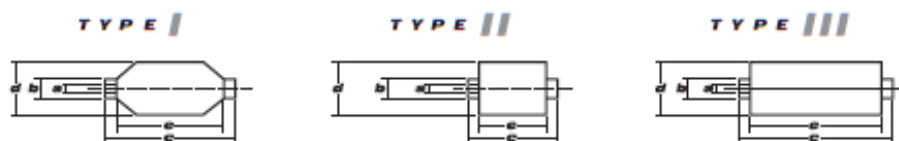
PACKAGING

The table below summarizes the tow sizes, twists, sizing types, and packaging available for standard material. Other bobbin sizes may be available on a limited basis.

| Tow Sizes | Twist ¹ | Sizing | Bobbin Net Weight (kg) | Bobbin Type ² | a | b | c | d | e | Spools per Case | Case Net Weight (kg) |
|-----------|--------------------|----------|------------------------|--------------------------|----|----|-----|-----|-----|-----------------|----------------------|
| 1K | A | 40A, 50A | 1.0 | I | 94 | 99 | 320 | 135 | 260 | 15 | 15 |
| | A | 40A, 50A | 1.0 | II | 76 | 82 | 192 | 132 | 156 | 16 | 16 |
| | B | 50B | 1.0 | II | 76 | 82 | 192 | 132 | 156 | 16 | 16 |
| 3K | A | 40A, 50A | 2.0 | II | 76 | 82 | 192 | 157 | 156 | 12 | 24 |
| | B | 40B, 50B | 2.0 | II | 76 | 82 | 192 | 157 | 156 | 12 | 24 |
| 6K | A | 40D, 50A | 2.0 | II | 76 | 82 | 192 | 157 | 156 | 12 | 24 |
| | B | 40D, 50B | 2.0 | II | 76 | 82 | 192 | 157 | 156 | 12 | 24 |
| 12K | A | 50A | 4.0 | II | 76 | 82 | 192 | 204 | 156 | 6 | 24 |
| | B | 50B | 4.0 | II | 76 | 82 | 192 | 204 | 156 | 6 | 24 |

¹ Twist A: Twisted yarn B: Untwisted yarn made from a twisted yarn through an untwisting process

² Bobbin Type See Diagram below



TORAY CARBON FIBERS AMERICA, INC.

6 Hutton Centre Drive, Suite #1270, Santa Ana, CA 92707 TEL: (714) 431-2320 FAX: (714) 424-0750
Sales@Toraycfa.com Technical@Toraycfa.com www.torayusa.com

Anexo III. Propiedades del aluminio.

Tabla Anexo III.1 Propiedades del aluminio puro

| Aluminio 100% | | | |
|----------------------------------|---------|---------|-------|
| Densidad (kg/m ³) | E (GPa) | G (GPa) | ν |
| 2698 | 68 | 25 | 0,36 |

Tabla Anexo III.2 Propiedades del aluminio 6061-T6, 6061-T651

| Aluminio 6061-T6, 6061-T651 | | | | | |
|----------------------------------|---------|---------|-------|-----------------------------|----------------------------|
| Densidad (kg/m ³) | E (GPa) | G (GPa) | ν | Límite Elástico (MPa) | Tensión Rotura (MPa) |
| 2700 | 68.9 | 26 | 0,33 | 276 (24°C – Strain 0.2%) | 310 (24°C) |

Tabla Anexo III.3 Propiedades del aluminio 2024-T4; 2024-T351

| Aluminio 2024-T4; 2024-T351 | | | | | |
|----------------------------------|---------|---------|-------|-----------------------------|----------------------------|
| Densidad (kg/m ³) | E (GPa) | G (GPa) | ν | Límite Elástico (MPa) | Tensión Rotura (MPa) |
| 2780 | 73.1 | 28 | 0,33 | 324 (24°C – Strain 0.2%) | 469 (24°C) |

Datos extraídos de www.matweb.com (Sept 2017).

Referencias.

Rendimiento de fibras según orientación aleatoria: H. Krenchel, Fibre Reinforcement, Copenague: Akamisk Forlag, 1964

Materiales compuestos y propiedades: Introducción a la ciencia e ingeniería de los materiales. (Vol. II). William D. Callister JR. Editorial Reverté, S.A. Año 2000

Materiales compuestos y propiedades: Composite Materials : Mechanical Behavior and Structural Analysis. Jean-Marie Berthelot, J. M. Cole, F. F. Ling. Springer

Materiales compuestos y propiedades: Analysis of Composite Materials- A Survey. Z.Hashin. Journal of Applied Mechanics.Septiembre 1983. Vol 50/505

Materiales compuestos y propiedades: User-Defined Material Model for Progressive Failure Analysis. Norman F. Knight, Jr.NASA/CR-2006-214526. Año 2006

Materiales compuestos y propiedades: Finite Element Model for Failure Study of Two-Dimensional Triaxially braided Composite.Li,Xuetao; Binienda, Wieslaw, Robert K. Goldberg.NASA/TM-2010-216372. Año 2010

FEM: The finite element method for solid and structural mechanics. O.C. zienkiewicz and R.L. Taylor, 6th edition. Elsevier

FEM AND ABAQUS: The finite element method. A practical course. G.R. Liu and S.S. Quek. Butterworth-Heinemann. Año 2003

Materiales compuestos y FEM: Finite element analysis ofcomposites laminates. O.O. Ochoa and J.N. Reddy. Kluwer Academic Publishers. Año 1992

ABAQUS: Theory Manual. Abaqus V6.7. Simulia.

Biomecánica de la marcha: Estudio biomecánico de la marcha en mujeres jóvenes. Cristina Sánchez Rey, M^a Belén Muñoz Abella. Proyecto Fin de Carrera Universidad Carlos III de Madrid. Año 2010

Biomecánica de la marcha: The control system for the Honda humanoid robot. Toru Takenaka. Wako Research Centre, Honda R&D Co., Ltd, Oxford University Press on behalf of the British Geriatrics Society. 2006

Biomecánica de la marcha: Biomecánica de la marcha humana normal y patológica. 2^º edición Vol. 1. Luna, Pedro V. Instituto de Biomecánica de Valencia. 1999.

Biomecánica y FEM: Static and dynamic three-dimensional Finite Element Analysis of pelvic Bone. M.S. El-Asfoury, and M.A. El-Hadek. World Academy of Science, Engineering and Technology. 2009

Biomecánica de la marcha: La marcha humana, la carrera y el salto. Biomecánica, exploraciones, normas y alteraciones. Eric Viel et Al. Masson.2002

Biomecánica y humanoides: Momentum compensation for the fast dynamic walk of humanoid bas d on the pelvic rotation of contact sport athletes. Jun Ueda, Kenji Shirae, et Al. Robotics Laboratory, Graduate School of Information Science Nara Institute of Science and Technology.

Biomecánica y humanoides: ZMP Based reference generation for biped walking robots. Kemalettin Erbatur, Özer Koca et Al. World Academy of Science, Engineering and Technology 58 2009.

Matériaux composites.D. Gay. Ed. Hermes.

Biomecánica y humanoides: TFG – Creación del modelo del robot humanoide TEO para el simulador WEBOTS. Jinhua Weng/ Santiago Martínez de la Casa Díaz. Universidad Carlos III deMadrid..